



**KERNFORSCHUNGSANLAGE JÜLICH GmbH**

Institut für Chemische Technologie

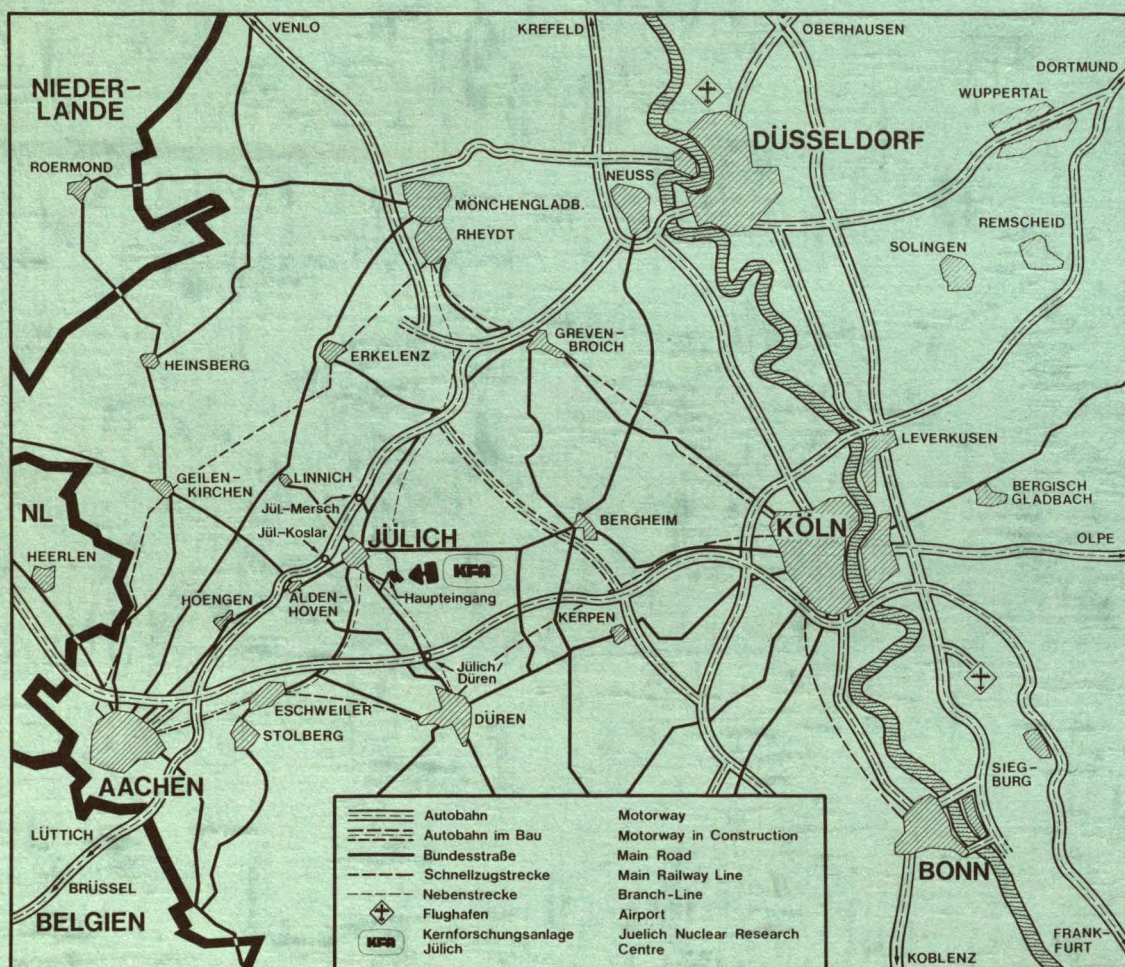
**Berechnung, Bau und Erprobung einer  
Wirbelbettbeschichtungsanlage  
für Kernbrennstoffe**

von

**H. Schmitz**

**Jül - 1738  
September 1981  
ISSN 0366-0885**





Als Manuskript gedruckt

## Berichte der Kernforschungsanlage Jülich - Nr. 1738


Institut für Chemische Technologie Jül - 1738

Zu beziehen durch: ZENTRALBIBLIOTHEK der Kernforschungsanlage Jülich GmbH

Postfach 1913 · D-5170 Jülich (Bundesrepublik Deutschland)

Telefon: 024 61/610 · Telex: 833 556 kfa d





# **Berechnung, Bau und Erprobung einer Wirbelbettbeschichtungsanlage für Kernbrennstoffe**

von

**H. Schmitz**

# Calculation, Construction and Trial of a Fluidized-Bed Coating Facility for Nuclear Fuels

by

Heinz Schmitz

## Abstract

Coating layers made of pyrocarbon prevent the release of radioactive fission products from HTR fuel kernels. According to the present state of the art, coating of these fuel kernels is effected exclusively in fluidized-bed reactors.

Due to the requirement of economic efficiency, an air-cooled fluidized-bed coating facility featuring an increased daily throughput, capable of processing the nuclear fuel produced during refabrication in the HTR fuel cycle, is presented in this study.

A prerequisite for this improved throughput is an increase of the heavy-metal fraction to 2 kg per charge and a dimensioning of the fluidized bed to 200 mm diameter. Furthermore, a quasi-continuous operation is achieved by loading and unloading the coater at high temperatures.

For the necessary new conception of such a coating facility, the individual components are calculated and designed and the overall facility tried in coating operation.

Berechnung, Bau und Erprobung einer  
Wirbelbettbeschichtungsanlage für  
Kernbrennstoffe

von  
Heinz Schmitz

Kurzfassung

Hüllschichten aus Pyrokohlenstoff verhindern die Freisetzung von radioaktiven Spaltprodukten aus den HTR-Brennstoffkernen. Die Beschichtung dieser Brennstoffkerne erfolgt nach heutigem Stand der Technik ausnahmslos in Wirbelschichtreaktoren.

In der vorliegenden Arbeit wird - bedingt durch die Forderung nach Wirtschaftlichkeit - eine luftgekühlte Wirbelbettbeschichtungsanlage mit einem vergrößerten Tagesdurchsatz vorgestellt, die den anfallenden Kernbrennstoff aus der Refabrikation des HTR-Brennstoffkreislaufes verarbeiten kann.

Voraussetzung für diese Durchsatzsteigerung ist eine Erhöhung des Schwermetallanteils auf 2 kg pro Charge und eine Dimensionierung des Wirbelbettes auf 200 mm Durchmesser. Ferner wird durch das Be- und Entladen des Beschichters bei hohen Temperaturen ein quasikontinuierlicher Betrieb erreicht.

Für die notwendige Neukonzeption einer solchen Beschichtungsanlage werden die einzelnen Komponenten berechnet und ausgelegt und die Gesamtanlage im Beschichtungsbetrieb erprobt.

## INHALTSVERZEICHNIS

	Seite
1. EINLEITUNG	1
2. STAND DER TECHNIK UND ZIELSETZUNG	3
3. AUSLEGUNG UND BERECHNUNG DER WIRBELBETT- BESCHICHTUNGSANLAGE	8
3.1 Brennstoffdurchsatz	10
3.1.1 Abmessungen der Brennstoff- bzw. Partikelbehälter; Abmessung des Reaktionsrohres	10
3.1.2 Kritikalität	14
3.2 Gasdurchsatz	17
3.3 Wärmebilanz der Beschichtungsanlage	19
3.3.1 Energiebilanz im Wirbelbett	23
3.3.2 Berechnung des radialen Ofenverlust- wärmestromes	26
3.3.2.1 Berechnung der Heizelement- temperatur	29
3.3.2.2 Berechnung des Wärmewider- standes der Ofenisolation	31
3.3.2.3 Berechnung des Wärmestromes durch die Ofenwand	33
3.3.2.4 Berechnung des Kühlluft- wärmestromes	34
3.3.3 Bestimmung des axialen Wandwärme- stromes	36
3.3.4 Berechnung der zuzuführenden Wärme	37
3.3.5 Auslegung des Heizelementes	38
3.3.6 Berechnung kritischer Bauteile	40
3.3.6.1 Stromzuführungen	40
3.3.6.2 Gaszuführung in das Reaktions- rohr	44
3.3.7 Auslegung des Kühlsystems der Be- schichtungsanlage	46
4. BESCHREIBUNG DER EINZELNEN KOMPONENTEN DER WIRBEL- BETTBESCHICHTUNGSANLAGE	54
4.1 Wirbelbettreaktor	57
4.2 Nebenaggregate	61
4.3 Funktionsprüfung der Anlage	64
4.3.1 Störfallbetrachtung	64
4.3.2 Abnahme- und Funktionsprüfung	68

	Seite
5. BE- UND ENTLADEN DES BESCHICHTERS	69
5.1 Beladen des Beschichters	69
5.2 Entladen des Beschichters	69
6. ERPROBUNG DER WIRBELBETTBESCHICHTUNGSANLAGE	76
6.1 Erproben der Einzelkomponenten und Bauteile	76
6.2 Erproben der Anlage im Beschichtungsbetrieb	88
7. ZUSAMMENFASSUNG	106
8. VERWENDETE FORMELZEICHEN	108
9. ANHANG	112
10. LITERATURVERZEICHNIS	115

## 1. EINLEITUNG

Die Brennelemente des Hochtemperaturreaktors (HTR) bestehen wegen der hohen Kühlgastemperaturen aus einer Graphitmatrix, in die der Spalt- und Brutstoff als Dispersionsbrennstoff in Form von kleinen Kugeln (Partikeln) eingebettet ist. Die Graphitmatrix ist von einer brennstofffreien Graphithülle umgeben und je nach Reaktortyp kugel- oder blockförmig ausgebildet. Als Kernbrenn- und Brutstoff wird oxidisches oder carbidisches Uran, Thorium oder ein Uran-Thorium-Gemisch mit einem Kugeldurchmesser von 0,2 mm bis 0,5 mm eingesetzt.

Beim Betrieb von Kernreaktoren entstehen bei der nuklearen Spaltung radioaktive Spaltprodukte. Um die Spaltproduktfreisetzung aus den HTR-Brennelementen zu vermeiden, wird der eingesetzte Kernbrennstoff mit mehreren unterschiedlichen Hüllschichten versehen. Die Hüllschichten werden bei Temperaturen zwischen 1200°C und 1500°C durch thermische Zersetzung - Pyrolyse - von geeigneten Kohlenwasserstoffgasen auf die Brennstoffkerne aufgebracht. Die Art des Kohlenwasserstoffgases ist abhängig von den Anforderungen, die an die Hüllschichten gestellt werden. So ergibt z. B. die Pyrolyse von Äthin eine poröse Pufferschicht. Diese nimmt einerseits die Verformungsenergie beim Anschwellen des Brennstoffkernes auf, und andererseits können sich in ihren Poren gasförmige Spaltprodukte anlagern. Durch Pyrolyse von Propen wird eine hochdichte Pyrokohlenstoffschicht gebildet, die als Barriere für flüchtige Spaltprodukte dient und deren Druckkräften standhalten muß. Zusätzlich kann je nach Brennstoffkonzept eine Siliciumcarbidschicht durch Pyrolyse von Methyltrichlorsilan bei Temperaturen oberhalb 1500°C zwischen zwei PyC-Schichten aufgebracht werden. Diese dient als Diffusionsbarriere für feste Spaltprodukte.

Die Qualität der Pyrokohlenstoffhüllschichten ist von verschiedenen Beschichtungsparametern abhängig. Diese lassen sich grob in zwei Gruppen einteilen, von der die erste Gruppe die apparativen Parameter und die zweite die Prozeßparameter enthält. Als apparative Parameter sind die Geometrie des Beschichters - hier vor allen Dingen die Geometrie des Reaktionsrohres -, das Partikelschüttvolumen und die Art, Dichte und Größe der eingesetzten



Brennstoffkerne bzw. Partikeln anzusehen. In die Gruppe der Prozeßparameter sind die Art, die Zusammensetzung und die Verdünnung des Beschichtungsgases mit Inertgas, die Gasgeschwindigkeit im Reaktionsrohr, die Beschichtungstemperatur und die Temperaturverteilung im Beschichter einzuordnen; ferner gehören in diese Gruppe auch die Abscheidungsparameter wie z. B. die Reaktionsenthalpie oder die Abscheidungsrate [1]. Bei der Vielzahl der die Qualität der Hüllschichten beeinflussenden Parameter sollten für den Bau eines Prototyps einer Beschichtungsanlage sowohl die apparativen Parameter als auch die Prozeßparameter möglichst variabel ausgeführt werden und darüber hinaus die Prozeßparameter gesteuert bzw. geregelt sowie meßtechnisch erfaßt werden. Da die Refabrikation von Kernbrennstoffen im Thoriumbrennstoffkreislauf in Heißen Zellen erfolgen muß, ist die hier übliche Technik auch beim Konzept und Bau einer Beschichtungsanlage zusätzlich zu berücksichtigen.

## 2. STAND DER TECHNIK UND ZIELSETZUNG

Die für die Beschichtung von Brennstoffkernen gebauten Anlagen verfügen nach heutigem Stand der Technik ausnahmslos über Wirbelschichtreaktoren. Der prinzipielle Aufbau einer solchen Anlage sei an dem Beschichtungssofen der Fa. Nukem, der im Institut für Chemische Technologie, ICT, der KFA betrieben wird, beschrieben. Abbildung 2.1 zeigt die aus folgenden Baugruppen bestehende Anlage:

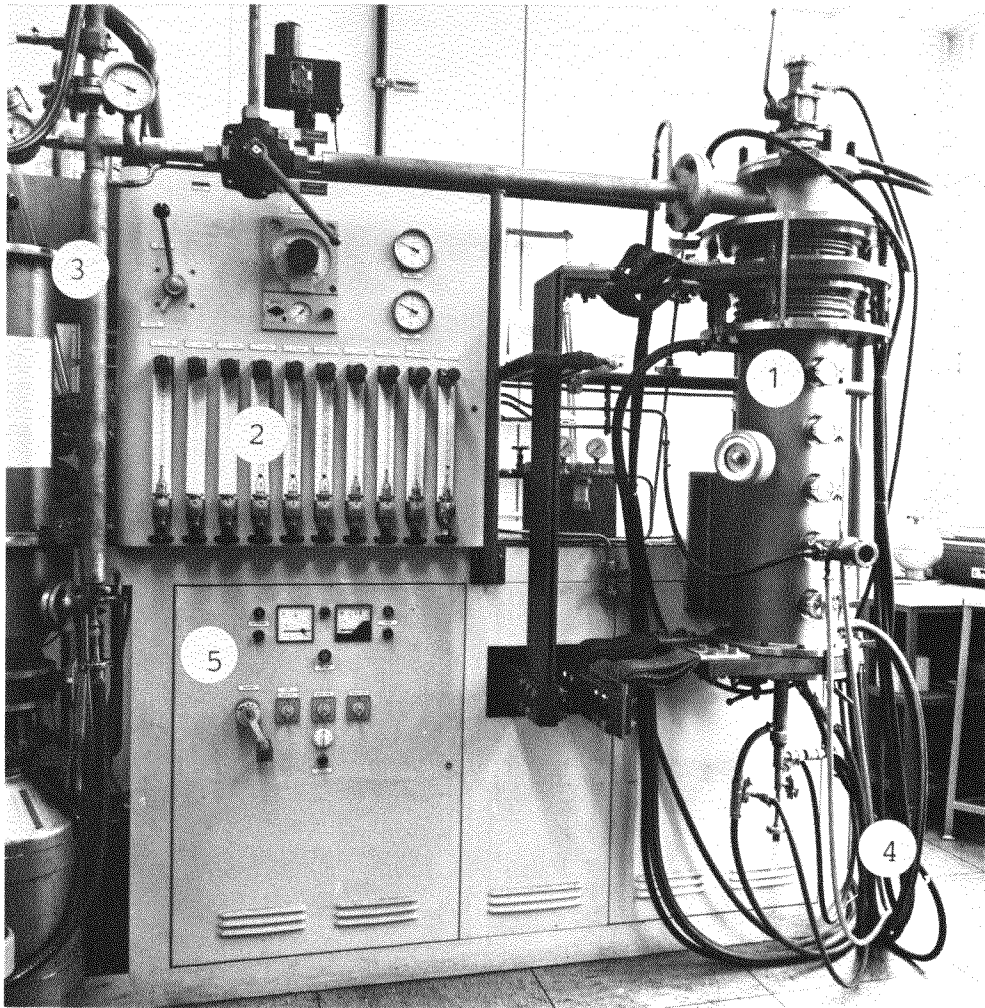


Abb. 2.1: Wassergekühlte Beschichtungsanlage für HTR-Brennstoffe der Fa. Nukem im ICT

- Beschichtungsofen (1)
- Gasverteilung (2)
- Abgaseinrichtung (3)
- Kühleinrichtung (4)
- Elektrische Einrichtung (5)

Der Beschichtungsofen - schematisch in Abbildung 2.2 dargestellt - besteht aus einem zylindrischen, wassergekühlten Doppelmantelgefäß, in dem zentrisch ein 3" Arbeitsrohr aus Graphit eingebaut ist. Das Arbeitsrohr wird konzentrisch von einem rohrförmigen Widerstandsheizelement umschlossen; die Stromzufuhr erfolgt über zwei wassergekühlte Kupferflansche. Zur Wärmedämmung ist der Zwischenraum zwischen Heizelement und wassergekühltem Außenmantel mit Isolierfilz aufgefüllt. Die Temperatur des Arbeitsrohres kann pyrooptisch durch ein Schauglas gemessen werden.

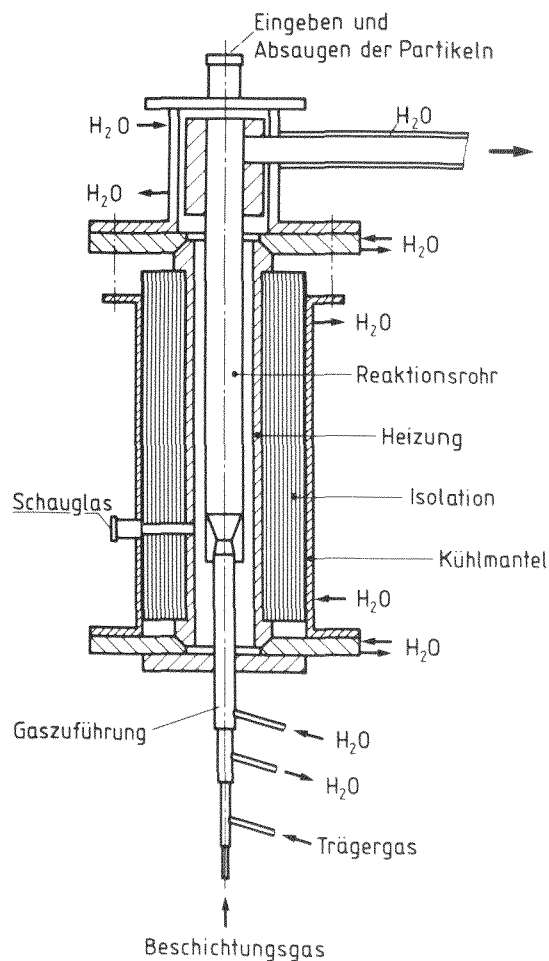


Abb. 2.2: Schematische Darstellung eines wassergekühlten Beschichters für HTR-Brennstoffkerne



Die Träger- und Beschichtungsgase werden jeweils über eine wassergekühlte Ring- und Zentraldüse in das Arbeitsrohr von unten eingeblasen; das durch die Pyrolyse entstehende Abgas wird am Kopf des Ofens in die Abgasstrecke eingeleitet. Die zu beschichtenden Brennstoffkerne werden von oben in das Arbeitsrohr bei strömendem Trägergas eingefüllt; die beschichteten Partikeln können nach dem Abkühlen des BeschichtungsOfens bis auf ca. 40°C mit Hilfe einer Sauglanze von oben entnommen werden.

Die für den Beschichtungsprozeß und zur Fluidisierung des Wirbelgutes erforderlichen Gase werden über eine Gasverteilung aus Stahlflaschen bereitgestellt; die unterschiedlichen Volumenströme sind über Schwebekörperdurchflußmesser zu dosieren und mit Druckmeßgeräten zu kontrollieren.

Das erwärmte Trägergas und das Abgas gelangen mit dem anfallenden Ruß über einen wassergekühlten Wärmetauscher in die Abgas-einrichtung. Hier wird der Ruß in einem Vorfilter zurückgehalten und das vorgereinigte Abgas über zwei Absolutfilter, die den anfallenden uran- oder thoriumhaltigen Staub aufnehmen, durch eine Wasservorlage abgeführt.

Zur Kühleinrichtung der Beschichtungsanlage gehören insgesamt neun Wasserkreisläufe mit den entsprechenden Stellventilen, die für eine ausreichende Wärmeabfuhr im Ofen und in der Abgasstrecke sorgen.

Die elektrische Einrichtung der Anlage umfaßt die Bedienungselemente und Überwachungsinstrumente sowie einen Hochstromtransformator mit einem fernverstellbaren Regeltransformator für die Ofenheizung. Der Transformator ist über Stromschienen mit den Kupferflanschen der Heizung verbunden.

Für Anlagen zur Beschichtung von Brennstoffkernen ergeben sich zwangsläufig lange Wartezeiten zwischen den einzelnen Chargen durch die Aufheiz- und Abkühlzeiten und durch die erneute Bereitstellung der Anlage. Ein Zeitschema zeigt Abbildung 2.3, wobei die angegebenen Zeiten nur ungefähre Richtwerte sind, da sie unter anderem von der Art und Dicke der Pyrokohlenstoffschichten und damit von den jeweils aktuellen Beschichtungsbedingungen abhängig sind.

	$t$ [h]
Dichtigkeitsprüfung	1 1/2
Aufheizen der Anlage auf Beschichtungstemperatur	1 1/2
Eingabe der Brennstoffkerne	./.
Beschichtung 1., 2., 3.	1 1/2
Abkühlen der Anlage	5 - 7
Absaugen der Partikeln	./.

Abb. 2.3: Zeitschema eines Beschichtungszyklusses in einem wassergekühlten Beschichter

Für den Tagesdurchsatz an Brennstoff in einer Beschichtungsanlage ist außer der Zeit für einen Beschichtungszyklus die einsetzbare Menge an Brennstoffkernen pro Charge maßgebend. Da das nukleare Sicherheitsprinzip eines Beschichtungssofens die "Sicherheit durch Massenbeschränkung" ist, können pro Charge z. B. nur 0,5 kg U-233-Kerne zugelassen werden [2]; schließt man die Möglichkeit einer Doppelbeschickung mit ein, reduziert sich die Chargengröße auf weniger als die Hälfte [3,4]. Dies bedeutet, daß eine große Anzahl [2] von gleichzeitig betriebenen Anlagen notwendig ist, um die anfallenden Brennstoffkerne aus der Refabrikation zu verarbeiten.

Beschichtungsanlagen mit Wirbelbettreaktoren in der oben beschriebenen Arbeitsweise haben sich zum Auftragen der Hüllschichten in der "Kalten Fabrikation" bewährt und können als Verfahrensgrundlage für die Anlagenauslegung in "Heißen Zellen" unter dem Aspekt der Refabrikation herangezogen werden; dies heißt: zu den üblichen Forderungen nach Wirtschaftlichkeit, guter und gleichbleibender Produktqualität u. a. treten zusätzliche Bedingungen auf:

- Fernbedienbarkeit,
- einfache und geringe Wartung,
- störungsfreier Ablauf.

Da in einer Beschichtungsanlage auch hohe Spaltstoffkonzentrationen zu handhaben sind, muß die

- nukleare Sicherheit

in besonderem Maße bei der Auslegung von Anlagenteilen Berücksichtigung finden. Alle Stoffströme, die die Anlage verlassen, sind kontaminiert und müssen von daher in möglichst geringen Mengen anfallen und sich einfach dekontaminieren lassen.

Im Rahmen dieser Arbeit wird eine neue Beschichtungsanlage vorgestellt, die über die oben beschriebenen Forderungen hinaus folgende Bedingungen erfüllt:

- Vergrößerung der Brennstoffchargen,
- quasikontinuierlicher Betrieb der Beschichtungsanlage durch Be- und Entladen des Wirbelschichtbettes bei hohen Temperaturen.

Eine Chargenvergrößerung hat den Vorteil, daß bei gleicher Menge zu beschichtender Brennstoffkerne weniger Beschichtungsanlagen in Betrieb genommen werden müssen; ein Be- und Entladen des Wirbelbettes bei hohen Temperaturen ermöglicht es, mehrere Beschichtungszyklen ggf. sogar mit unterschiedlichen Brennstoffarten in Folge zu fahren; damit entfallen die bisher notwendigen Vorgänge der Dichtigkeitsprüfung, des erneuten Aufheizens und des Abkühlens der Anlage bei jedem einzelnen Beschichtungszyklus. Das Einblasen des Träger- und Beschichtungsgases in den Wirbelreaktor erfolgt durch eine modifizierte, im ICT der KFA-Jülich entwickelte Anströmeinheit für Wirbelbettöfen [5], die weitgehend aufwachsungsfrei und ungekühlt mehreren Beschichtungszyklen standhält.

Vorgreifend auf die folgende Berechnung und Auslegung der Anlage sei bereits hier erwähnt, daß durch die angestrebte Chargenvergrößerung des Brennstoffes eine Wasserkühlung aus Kritikalitätsgründen nicht mehr anwendbar ist (siehe Kap. 3.1.2 "Kritikalität"); daher ist eine umfassende Neukonzeption der Beschichtungsanlage einschließlich der Hilfsaggregate auf der Basis eines nichtwasserstoffhaltigen Kühlmittels notwendig.

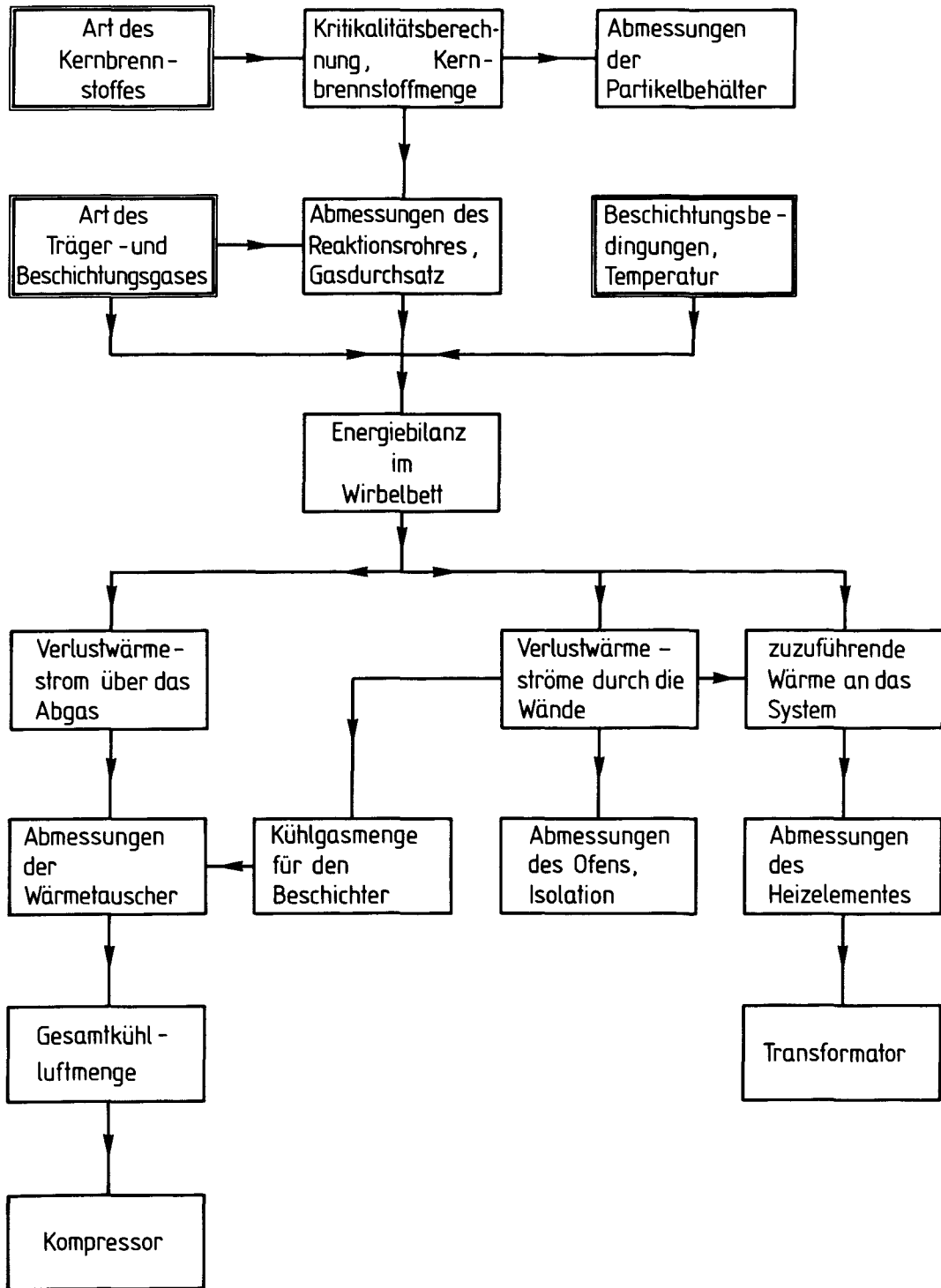


### 3. AUSLEGUNG UND BERECHNUNG DER WIRBELBETTBE- SCHICHTUNGSANLAGE

Die Auslegung und Berechnung der einzelnen Bauteile und Komponenten der Anlage erfolgt nach dem in Abbildung 3.1 dargestellten Fließbild. Mit der Aufgabenstellung sind die Art des Kernbrennstoffes, die Art des Träger- und Beschichtungsgases und die Beschichtungsbedingungen vorgegeben:

- als Kernbrennstoff sind nach dem HTR-Brennstoffkonzept Urancarbid, Thoriumoxid und Thorium-Uran-Mischoxid zu berücksichtigen,
- als Trägergas dient Argon,
- als Beschichtungsgas ist Äthin ( $C_2H_2$ ) und Propen ( $C_3H_6$ ) vorgegeben,
- als Beschichtungsbedingungen wird für die Berechnung vereinfachend die Beschichtungs-temperatur von  $1600^{\circ}C$  im Wirbelbett angenommen; durch konstruktive Maßnahmen muß ein möglichst homogenes Temperaturfeld in radialer und axialer Richtung angestrebt werden; die in Kap. 1 aufgeführten weiteren Beschichtungsbedingungen sind durch Auswahl und Auslegung geeigneter Hilfsaggregate zu berücksichtigen.

Aus diesen Angaben werden im folgenden Kapitel die erforderlichen Einsatzmengen, die notwendigen Abmessungen der Komponenten, die auftretenden Wärme- und Volumenströme und die Leistungen der Hilfsaggregate berechnet und festgelegt. Die verwendeten Stoffwerte sind im Anhang nach Kapiteln geordneten aufgeführt.



Die doppelgerahmten Kästen enthalten die durch die Aufgabenstellung vorgegebenen Bedingungen

Abb. 3.1: Fließbild zur Auslegung und Berechnung der Wirbelbettbeschichtungsanlage

### 3.1 Brennstoffdurchsatz

Der Brennstoffdurchsatz des zu entwickelnden Beschichtungssofens orientiert sich an der Größe einer Prototypanlage wie z. B. die von der KFA geplante "SATURN"-Refabrikationsanlage (Semitechnische Anlage zur Thorium/Uran-Refabrikation) [6]. Danach wäre bei der Refabrikation von HTR-Brennelementen im Endausbau ein Tagesdurchsatz von ca. 25 kg Schwermetall zu beschichten.

Schätzt man die Beschichtungsdauer der Brennstoffkerne pro Charge mit ca. 100 bis 120 Minuten ab, so können bei dem geplanten quasikontinuierlichen Betrieb des neuen Beschichters pro Tag zwischen 12 und 14 Chargen durchgesetzt werden. Strebt man dabei eine Chargengröße von etwa 2 kg Schwermetall an, so sind bei angenommenem Tag- und Nachtbetrieb zwischen 24 kg und 28 kg Schwermetall zu verarbeiten. Damit ist mit einer einzigen Beschichtungsanlage der Tagesdurchsatz der SATURN-Anlage zu verwerten, vorausgesetzt, daß alle Anlagenteilbereiche - Beschichter bzw. andere SATURN-Komponenten wie z. B. die Kerneherstellung - im Jahresmittel eine etwa gleiche Betriebsstundenzahl aufweisen.

Der Einsatz von 2 kg Schwermetall bedeutet eine etwa 8 - 10 fache Chargenvergrößerung im Verhältnis zu dem in Kapitel 2 beschriebenen 3"-Beschichter.

#### 3.1.1 Abmessung der Brennstoff- bzw. Partikelbehälter Abmessung des Reaktionsrohres

Je nach Brennstoffkonzept sind in einer Beschichtungsanlage Brennstoffkerne mit Durchmessern zwischen 200  $\mu\text{m}$  und 500  $\mu\text{m}$  zu verarbeiten, auf die je nach Schwermetallart unterschiedliche Hüllschichten aufgebracht werden. In Abb. 3.2 und Tab. 3.1 sind die Kenndaten der Brennstoffkerne und Partikeln zusammengestellt.

Aus den Kenndaten in Tabelle 3.1 sind bei einer Chargengröße von 2 kg Schwermetall zur geometrischen Auslegung der Behälter die in Tabelle 3.2 zusammengestellten Werte zu errechnen. Für



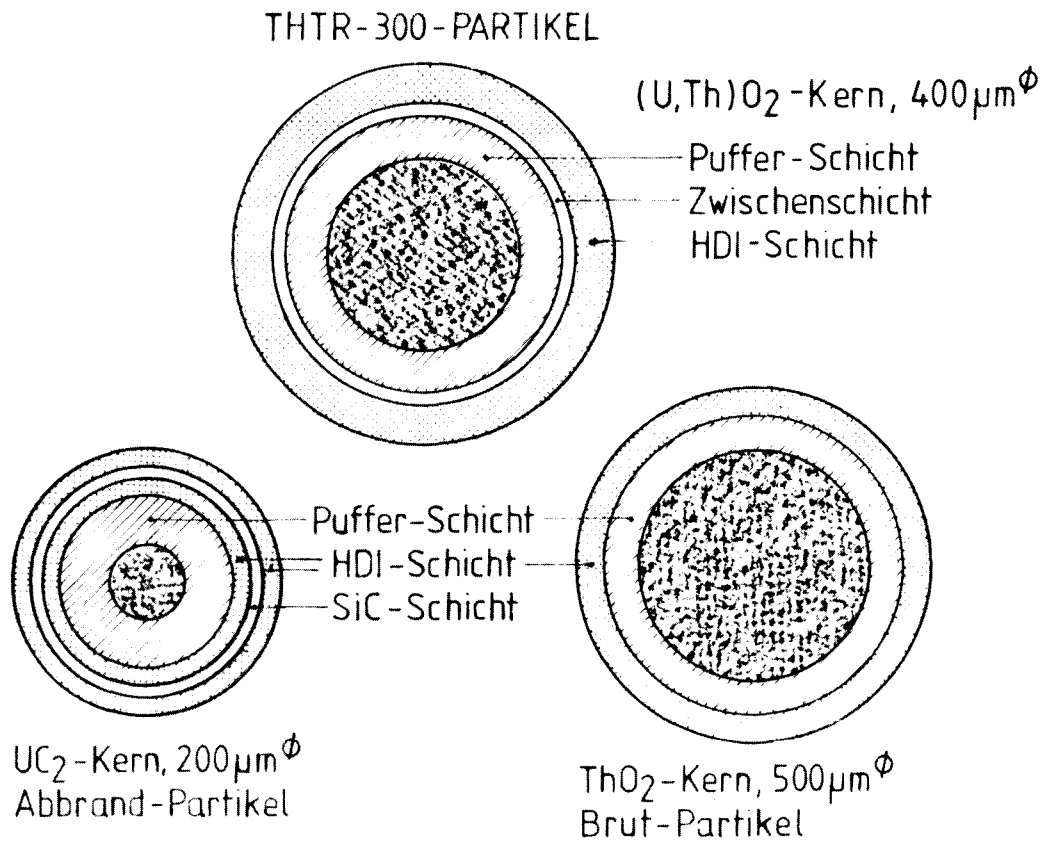


Abb. 3.2: Partikeltypen für den U/Th-Brennstoffkreislauf

die Schüttvolumenberechnung ist ein Kernzwischenraumvolumen von 40 % gesetzt worden. Für die Dichte der einzelnen Hüllstoffschichten gelten folgende Werte:

Dichte der Pufferschicht:	$1,15 \cdot 10^3 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$
Dichte der PyC-Schicht:	$1,9 \cdot 10^3 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$
Dichte der SiC-Schicht:	$3,8 \cdot 10^3 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$

Gemäß Tab. 3.2 sind nach den berechneten maximalen Schüttvolumina der Eingabehälter für die Brennstoffkerne mit  $0,4 \cdot 10^{-3} \text{ m}^3$  und der Aufnahmebehälter für die beschichteten Partikeln mit  $4,0 \cdot 10^{-3} \text{ m}^3$  ausgelegt worden.

	1	2	3	4
Brennstoff	UC <sub>2</sub>	ThO <sub>2</sub>	(Th,U)O <sub>2</sub>	(Th,U)O <sub>2</sub>
Kerndurchmesser d <sub>K</sub> [μm]	200	500	500	500
Kerndichte ρ <sub>K</sub> [ $\frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \cdot 10^3$ ]	10,0	10,0	9,2	9,2
Beschichtungen				
Pufferschicht [μm]	85	85	50-130	90,0*
Innere PyC- schicht [μm]	25		30-65	47,5*
SiC-Schicht [μm]	25		25-45	35,0*
Äußere PyC- schicht [μm]	35	75	25-65	45,5*
Partikeldurchmesser d <sub>p</sub> [μm]	540	820	760-1110	935

Tab. 3.1: Brennstoffkern- und Partikelkennwerte für den U/Th Brennstoffzyklus

\*Mittelwerte der Toleranzangaben aus Spalte 3

	1		2		3		4	
Brennstoff	$UC_2$		$ThO_2$		$(Th/U)O_2$		$(Th/U)O_2$	
	Kern	Partikel	Kern	Partikel	Kern	Partikel*	Kern	Partikel**
Durchmesser [ $\mu m$ ]	200	540	500	820	500	1110	500	935
Volumen [ $mm^3 \cdot 10^{-3}$ ]	4,19	82,0	65,4	289,0	65,4	716,0	65,4	428,0
Masse [ $g \cdot 10^{-3}$ ]	4,19	19,4	65,4	101,0	60,2	186,4	60,2	131,9
Anzahl pro 2000 g	$47,7 \cdot 10^6$		$3,1 \cdot 10^6$		$3,32 \cdot 10^6$		$3,32 \cdot 10^6$	
theore- tisches Chargenvolu- men [ $cm^3$ ]	200,0	391,0	200,0	884,3	217,3	2377,0	217,3	1421,0
Chargen- masse [g]	2000,0	9242,0	2000,0	3090,0	2000,0	6190,0	2000,0	4345,0
Schütt- volumen [ $cm^3$ ]	333,0	652,0	333,0	1474,0	362,3	3960,0	362,3	2368,0

Tab. 3.2: Brennstoffkern- und Partikelkennwerte für den U/Th-Brennstoffzyklus

\* Obere Toleranzwerte aus Tab. 3.1 Spalte 3

\*\* Mittelwerte aus Tab. 3.1 Spalte 4

Die Abmessungen des Arbeitsrohres sind mit den obigen Werten und in Verbindung mit Vor- und Modellversuchen im ICT der KFA-Jülich [7] ermittelt worden.

- Arbeitsrohr-, Konusdurchmesser	$d_K$	=	200 mm
- Öffnungswinkel der einsetzbaren	$\alpha_{A,1}$	=	$60^\circ$
Konen	$\alpha_{A,2}$	=	$30^\circ$
- Länge des Arbeitsrohres einschließlich Konus	$l_A$	=	850 mm

Die für die Abbrandpartikeln und Thorium-Uran-Mischoxid-Partikeln angegebenen SiC-Hüllschichten sind für die geometrische Auslegung mit berücksichtigt, da eine Erweiterung der Beschichtungsanlage, die das Aufbringen von SiC-Schichten ermöglicht, zu einem späteren Zeitpunkt angestrebt wird.

### 3.1.2 Kritikalität

Erst nach der Festlegung der Brennstoffmenge und der Abmessungen der Behälter und des Arbeitsrohres ist es möglich, die Kritikalitätsberechnung durchzuführen, d. h. zu ermitteln, ob die Anlage in allen Betriebszuständen unter dem Aspekt der Kritikalität sicher zu betreiben ist.

Um bei der Kritikalitätsberechnung für die Beschichtungsanlage auf der "Sicheren Seite" zu liegen, ist aus den möglichen Brennstoffkernen bzw. -partikeln der ungünstigste Fall - hochdichte  $UC_2$ -Kerne mit Triso-Beschichtung - ausgewählt worden.

In der Berechnung ist nachzuprüfen, ob bei einer Beschichtungsanlage mit der bis dahin üblichen Wasserkühlung unter Annahme des Störfalls - Wassereinbruch in das Arbeitsrohr des Beschichters - eine Chargengröße von 2 kg Schwermetall noch als sichere Spaltstoffmenge zu handhaben ist. Andererseits wird parallel untersucht, ob die gleiche Spaltstoffmenge in einer Beschichtungsanlage mit einem wasserstofffreien Kühlsystem, z. B. einer Gaskühlung im Hinblick auf Kritikalitätssicherheit zulässig ist.

Berechnungsgrundlage ist das dreidimensionale Monte-Carlo-Programm KENO II in Verbindung mit der modifizierten 16 Gruppen-Hansen-Roach-Nukleardatenbibliothek; die vorgegebene Wirbelbettgeometrie läßt sich mit diesem Programm nachbilden. Das Brennstoff-Gas- bzw. Brennstoff-Wasser-Gemisch im Beschichtungsbett wurde als homogen angenommen, d. h. ohne Berücksichtigung der Heterogenität durch die Kerne bzw. Partikeln.

Die Ergebnisse der Berechnungen lassen sich folgendermaßen zusammenfassen [8]:

Bei einem Wassereinbruch in das Arbeitsrohr des Beschichters erweist sich eine Partikel-Wasser-Mischung mit einem Wasserstoff-Uran-Verhältnis von ca. 300 als besonders kritisch. Die Kohlenstoffbeschichtung der Partikeln hat keinen wesentlichen Einfluß auf den "effektiven Multiplikationsfaktor"  $k_{\text{eff}}$ . Bei einer Chargengröße von nur 0,4 kg  $^{233}\text{U}$  mit 100 % Anreicherung ergibt sich ein  $k_{\text{eff}}$ -Wert von 0,85 - 0,9, der bei 0,6 kg Brennstoffeinsatz bereits auf  $k_{\text{eff}} = 1$  steigt.

Für die parallel betrachtete gasgekühlte Beschichtungsanlage sind unter Annahme der ungünstigsten Bedingungen  $k_{\text{eff}}$ -Werte für 2,0 kg, 5,0 kg und 10,0 kg für  $^{233}\text{U}$  bzw.  $^{235}\text{U}$  in Abbildung 3.3 eingetragen.

Aus Abbildung 3.3 ist ersichtlich, daß selbst unter Berücksichtigung des Sicherheitsfaktors von 0,45 [4], der eine versehentliche Doppelbeschickung nicht ausschließt, Brennstoffchargen mit 2 kg Schwermetall als "Sichere Masse" im Hinblick auf die Kritikalität zulässig sind.

Damit ergibt sich für die weitere Auslegung und Berechnung der Beschichtungsanlage die Notwendigkeit, sowohl das Beschichtungswirbelbett wie auch die übrigen Hilfseinrichtungen zum Betreiben des Wirbelbettes mit einer wasserstofffreien Gaskühlung auszustatten. Unter dem Aspekt der Verfügbarkeit und der Preisgünstigkeit ist Luft als Kühlmedium ausgewählt worden.



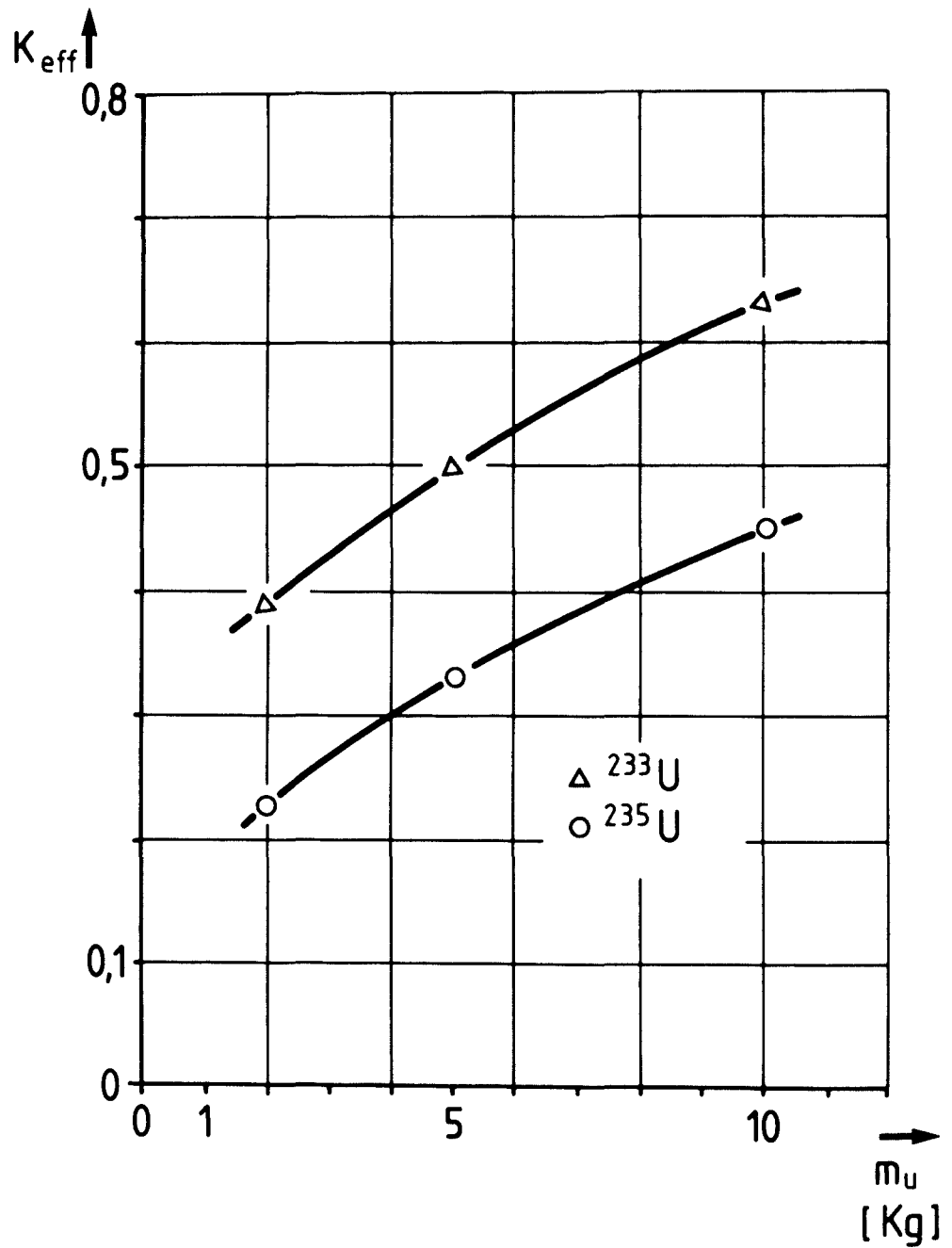


Abb. 3.3: Effektiver Multiplikationsfaktor  $k_{eff}$  in Abhängigkeit von der U-Masse unter den speziellen Bedingungen des gasgekühlten Wirbelschichtbettes

### 3.2 Gasdurchsatz

Die Fluidisierung der Brennstoffkerne - bzw. Partikelschüttung erfolgt durch das von unten in das Wirbelbett eingeleitete Gas. Die Art der Fluidisierung - ein wichtiger Parameter für die Beschichtungsqualität - kann makroskopisch in die drei Typenklassen Spouting, Bubbling und Slugging eingeteilt werden. Der Fluidisierungsgrad ist dabei abhängig von der äußeren Form des Wirbelbettes, von der Art und der Menge des Trägergases sowie vom verwendeten Anströmsystem.

Der eingeleitete Gasvolumenstrom ist durch einen Minimalwert - der minimalen Fluidisierung - und dem Maximalwert, bei dem das Wirbelgut ausgetragen wird, begrenzt. Der Trägergasvolumenstrom für die minimale Fluidisierung ist aus der Gasmassenstromdichte zu berechnen, die nach Leva [9] durch folgende Gleichung beschrieben wird:

$$G_{mf} = 688 d_p^{1,82} \frac{[\rho_f(\rho_p - \rho_f)]^{0,94}}{\eta_f^{0,88}} \quad (1)$$

mit einem Gültigkeitsbereich für  $Re < 10$

$$\text{mit } Re = \frac{G_{mf} \cdot d_p}{\eta_f}$$

$G_{mf}$  = Massenstromdichte bei minimaler Fluidisierung  $[\frac{lb}{hr \cdot sqft}]$ ; Massenstrom bezogen auf die Wirbelbettfläche

$d_p$  = Partikeldurchmesser [in]

$\rho_f$  = Dichte des Fluids  $[\frac{lb}{cuft}]$

$\rho_p$  = Dichte der Partikeln  $[\frac{lb}{cuft}]$

$\eta_f$  = dynamische Zähigkeit des Fluids [cP]

Die zugehörige minimale Fluidisierungsgeschwindigkeit  $u_{mf}$  berechnet sich nach:

$$u_{mf} = \frac{G_{mf}}{\rho_f} \quad [\frac{ft}{hr}] \quad (2)$$

Der "minimale Trägergasvolumenstrom", der dem System zuzuführen ist, ist mit folgender Gleichung zu bestimmen:

$$\dot{V}_{mf} = 4,883 \frac{G_{mf} \cdot A_A}{\rho_f} \quad (3)$$

mit  $\dot{V}_{mf}$  = Volumenstrom zur minimalen Fluidisierung  $[\frac{m^3}{h}]$

$G_{mf}$  = Massenstromdichte bei minimaler Fluidisierung  $[\frac{lb}{hr \ sqft}]$

$A_A$  = Fläche des Arbeitsrohres  $[m^2]$

$\rho_f$  = Dichte des Fluids  $[\frac{kg}{m^3}]$

Diese Gleichungen gelten für Wirbelbetten mit flachem Boden, also etwa mit einer Siebplatte oder einer Fritte als Gaseinlaß. Für konische Fließbetten ist ein Korrekturformfaktor  $k_\alpha$  mit Werten zwischen 0,4 und 0,8 in Abhängigkeit vom Konuswinkels  $\alpha$  zu berücksichtigen [10], [11].

Für die weitere Auslegung der Wirbelschichtversuchsanlage sind in Tab. 3.3 unter Berücksichtigung des neuen Anströmsystems und der obigen Gleichungen folgende maximalen Gasvolumenströme  $\dot{V}$  bzw. Gasmassenströme  $\dot{m}$  festgelegt worden:

	$\dot{V} [\frac{m^3}{h}]$ 20°C, 1 bar	$\dot{m} [\frac{kg}{h}]$
Trägergas Argon (Ringstrahl)	10,0	16,2
Verdünnungsgas Argon (Zentralstrahl)	5,0	8,1
Beschichtungsgas: Propen	5,0	8,9
Äthin	5,0	5,5

Tab. 3.3: Maximale Gasdurchsätze zur Auslegung und Berechnung der Wirbelschichtanlage

### 3.3 Wärmebilanz der Beschichtungsanlage

Den wärmetechnischen Berechnungen und Auslegungen der Beschichtungsanlage sind zunächst folgende Grundüberlegungen vorauszuschicken:

- Der Beschichter ist ein Reaktor, in dem bei einer bestimmten Temperatur eine chemische Reaktion abläuft, die durch eine Heizung gestartet und ggf. in Gang gehalten wird. Die Reaktions- bzw. Beschichtungstemperatur der Brennstoffkerne und Partikeln liegt je nach eingesetztem Kohlenwasserstoffgas und je nach Art und Qualität der erforderlichen Hüllschichten zwischen  $1200^{\circ}\text{C}$  und  $1500^{\circ}\text{C}$ . Betrachtet man die einzelnen Gasvolumenströme, so stellt sich folgender Ablauf dar:
- das für die Fluidisierung in die Wirbelschicht eingeleitete Argon erwärmt sich dort und wird sofort als heißes Abgas abgeführt;
- das in das Wirbelbett eingeleitete Beschichtungsgas erwärmt sich ebenfalls und zersetzt sich beim Erreichen der Pyrolysetemperatur. Als Zersetzungsprodukte fallen Pyrokohlenstoff an, der sich als Hüllschicht um die Partikeln anlagert und Wasserstoff, der als Abgas zusammen mit dem ebenfalls entstehenden Ruß aus dem Reaktor ausgetragen wird.

Setzt man Propen als Beschichtungsgas ein, so verläuft die Reaktion endotherm, und über die Heizung muß ständig dem Reaktor Wärme zugeführt werden. Die Zersetzungszone liegt dabei im oberen Bereich des Wirbelgutes. Beim Einsatz von Äthin als Beschichtungsgas liegt eine exotherme Reaktion vor, wobei ein Teil der freiwerdenden Reaktionswärme abgeführt werden muß, wenn eine im Mittel konstante Beschichtungstemperatur eingehalten werden soll. Zur Wärmeabfuhr kann das Trägergas genutzt werden; reicht die Wärmekapazität des Trägergasvolumenstromes nicht aus, muß entweder der Reaktionsraum von außen gekühlt werden, oder das Beschichtungsgas im Zentralstrahl der Anströmeinheit mit Argon verdünnt werden. Die Reaktionszone liegt im Vergleich zur endo-

thermen Reaktion mit Propen näher am Gaseintritt. Die Reaktionszone stellt innerhalb des Wirbelbettes je nach Reaktionsrohrgeometrie und verwendetem Anströmsystem einen radial wie auch axial beschränkten Bereich dar; in dieser Zone herrscht je nach Art der Reaktion eine höhere oder tiefere Temperatur als im übrigen Teil der Wirbelschicht [1]. Mithin kann die Beschichtungstemperatur nur als mittlere Temperatur des Wirbelbettes angenommen werden, die meßtechnisch durch eine Referenztemperatur an der Außenwand des Reaktionsrohres gemessen wird.

- Um die über die Heizung zuzuführende Energie möglichst gering zu halten, müssen die Wärmeverluste, die durch die Ofenwand nach außen abgegeben werden, kleingehalten werden. Ferner ist eine Außenmantelkühlung mit Luft aufgrund der geringen Wärmekapazität des Kühlmediums nur bei kleinen Wandwärmeverlustströmen möglich.
- Das bei der Pyrolyse entstehende Beschichterabgas sowie die bei der Ofenkühlung erwärmte Luft müssen, bevor sie einer Filteranlage zugeführt werden können, auf eine durch die Filterart bestimmte Temperatur heruntergekühlt werden. Als Kühlmedium ist ebenfalls ein wasserstofffreies Gas zu verwenden.
- Aufgrund der hohen Einsatztemperatur ist der Beschichter in die Klasse der Hochtemperaturöfen einzuordnen; dies ist neben der reduzierenden Ofenatmosphäre bei der Auswahl und Auslegung der Materialien und Bauteile zu berücksichtigen.

Eine schematische Darstellung der Wärmeströme und Gasmassenströme im stationären Zustand des Beschichters zeigt Abbildung 3.4.

Für den Beschichtungssofen ist im stationären Zustand folgende Bilanz zu formulieren:

$$P_{\text{zu}} = P_{\text{Nutz}} + P_{\text{Verlust}} \quad (4)$$



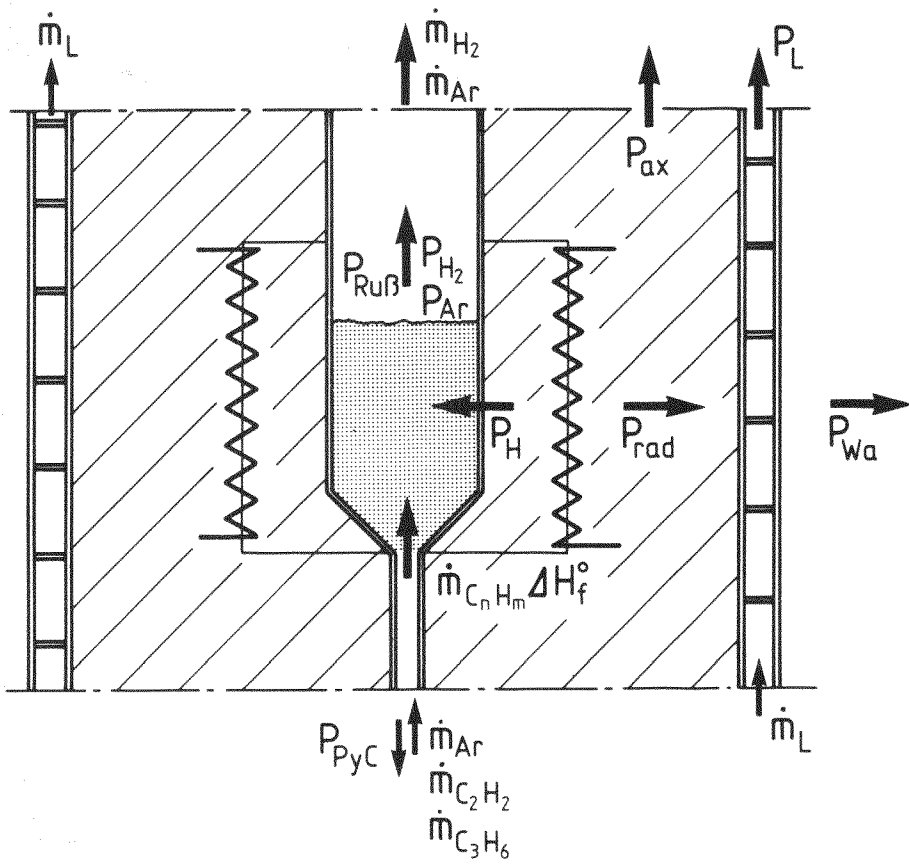


Abb. 3.4: Schematische Darstellung der Wärmeströme  $P$  und der Gasmassenströme  $\dot{m}$  im stationären Zustand des Beschichters

Dabei gilt für den zugeführten Wärmestrom  $P_{zu}$ :

$$P_{zu} = P_H + \dot{m}_{C_nH_m} (\Delta H_f^\circ(C_2H_2) + \Delta H_f^\circ(C_3H_6)) \quad (5)$$

mit  $P_H$  = Wärmestrom des Heizelementes  
 $\Delta H_f^\circ$  = Bildungsenthalpie im Normzustand  
 $\dot{m}_{C_nH_m}$  = Gasmassenstrom des Beschichtungsgases

Der Wärmestrom  $P_{PyC}$ , der mit dem Nutzgut ausgetragen wird:

$$P_{Nutz} = P_{PyC} \quad (6)$$

Der Verlustwärmestrom  $P_V$  setzt sich aus folgenden Teilwärmeströmen zusammen:

$$P_V = P_{Ar} + P_{H_2} + P_{Ru\beta} + P_{rad} + P_{ax} \quad (7)$$

- mit  $P_{Ar}$  = Wärmestrom, der durch das Trägergas aufgenommen wird  
 $P_{H_2}$  = Wärmestrom, der durch den Wasserstoff aufgenommen wird  
 $P_{Ru\beta}$  = Wärmestrom, der durch den Ruß aufgenommen wird  
 $P_{rad}$  = Wärmestrom, der radial durch die Ofenisolation abgeführt wird  
mit  $P_{rad} = P_L + P_{Wa}$   
 $P_{ax}$  = Wärmestrom, der axial durch die Ofenisolation fließt

Setzt man die Gleichungen (5), (6) und (7) in Gleichung (4) ein, so erhält man folgende Bilanzgleichung:

$$P_H + \dot{m}_{C_nH_m} [\Delta H_f^O(C_2H_2) + \Delta H_f^O(C_3H_4)] = P_{PyC} + P_{Ar} + P_{H_2} + P_{Ru\beta} + P_{rad} + P_{ax} \quad (8)$$

Diese Bilanz ist in Abbildung 3.5 in einem qualitativen Energieschema - einem Sankey-Diagramm - dargestellt.

Zur Berechnung der zuzuführenden Heizleistung ist die Beschichtung mit Propen anzusetzen, da sie den größeren Energiebedarf hat; ferner sind bei der Bestimmung der Verlustwärmeströme jeweils die ungünstigsten Bedingungen - größtmögliche Durchsätze und maximale Temperaturdifferenzen - zu berücksichtigen. Damit gilt für die Bilanzgleichung (8):

$$P_H = - \dot{m}_{C_3H_6} \cdot \Delta H_f^O(C_3H_6) + P_C + P_{Ar} + P_{H_2} + P_{rad} + P_{ax} \quad (9)$$

wobei die Wärmeströme  $P_{Ru\beta}$  und  $P_{PyC}$  zu der vom Kohlenstoff insgesamt aufgenommenen Wärme  $P_C$  zusammengefaßt sind.

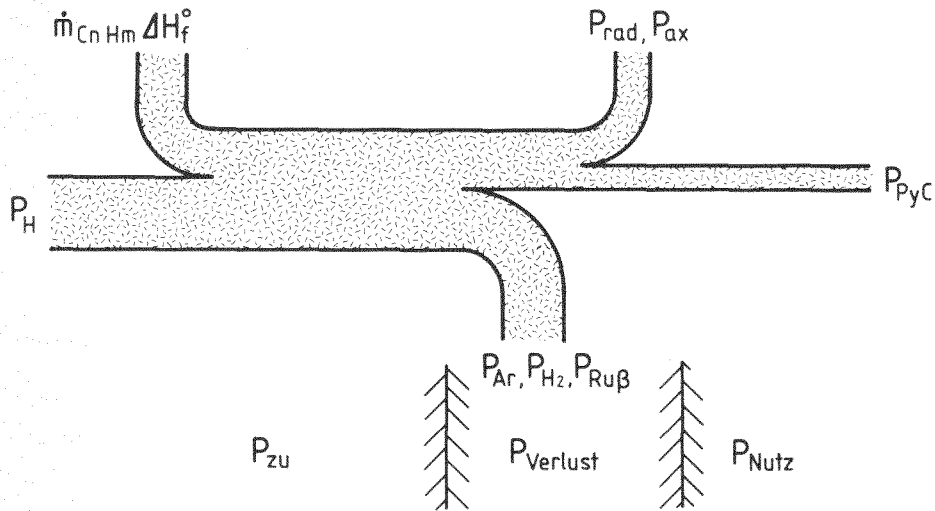
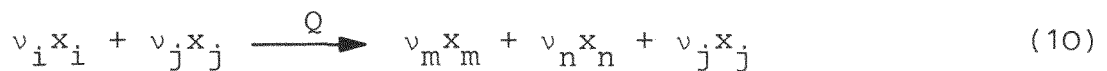


Abb. 3.5: Sankey-Diagramm

### 3.3.1 Energiebilanz im Wirbelbett

Die bei der Beschichtung beteiligten Gase treten mit Raumtemperatur in den Beschichter ein und werden auf die Beschichtungstemperatur erwärmt. Die stöchiometrische Summenformel der dabei ablaufenden Zersetzungsreaktion des Ausgangsstoffes  $i$  ist bei Anwesenheit eines Trägergases  $j$  von der Form:



$v$  = stöchiometrischer Umsatzkoeffizient

Läßt man die Zersetzungsreaktion bei  $T_o = 298 \text{ K}$  ablaufen und erwärmt dann das gesamte System auf die Beschichtungstemperatur  $T$ , so kann man folgende Wärmebilanz formulieren:

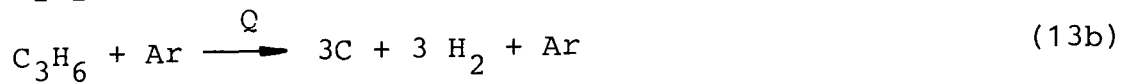
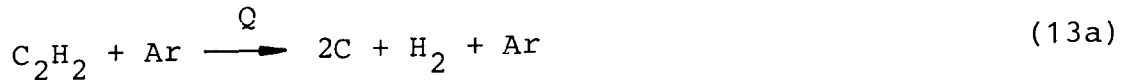
$$\begin{aligned} Q = & v_m \Delta H_f^\circ(m, T_o) + v_n \Delta H_f^\circ(n, T_o) \\ & - v_i \Delta H_f^\circ(i, T_o) + v_m \Delta H^\circ(m, T) \\ & + v_n \Delta H^\circ(n, T) + v_j \Delta H^\circ(j, T) \\ & - v_j \Delta H^\circ(j, T_o) \end{aligned} \quad (11)$$

mit  $\Delta H_f^\circ$  - Bildungsenthalpie  
 $\Delta H^\circ$  - molare Enthalpie

Der dem System zuzuführende Wärmestrom  $P$  berechnet sich dann zu:

$$P = \sum_k \dot{m}_k \cdot Q_k \quad (12)$$

Für die im Wirbelbettreaktor eingesetzten Gase mit der Summenformel



ergibt sich bei Anwendung der Wärmebilanzgleichung (11):

$$Q_{C_2H_2} = - \Delta H_f^O(C_2H_2, T_O) + 2 \Delta H^O(C) \Big|_{T_O}^T + \Delta H^O(H_2) \Big|_{T_O}^T + \Delta H^O(Ar) \Big|_{T_O}^T \quad (14a)$$

bzw.

$$Q_{C_3H_6} = - \Delta H_f^O(C_3H_6, T_O) + 3 \Delta H^O(C) \Big|_{T_O}^T + 3 \Delta H^O(H_2) \Big|_{T_O}^T + \Delta H^O(Ar) \Big|_{T_O}^T \quad (14b)$$

mit  $T_O$  - Eintrittstemperatur in  
den Reaktor

$T$  - Beschichtungstemperatur

Zur Berechnung des maximalen Wärmebedarfs des Wirbelbettes  $P_W$  ist einerseits die maximale Beschichtungstemperatur  $\theta_B = 1600^\circ C$  bzw.  $T_B = 1873$  K einzusetzen und andererseits die in Kapitel 3.2 festgelegten Gasmassenströme zu berücksichtigen; damit gilt mit Gleichung (12):

$$P_{W, C_3H_6} = - \dot{m}_{C_3H_6} \Delta H_f^O(C_3H_6, 298 \text{ K}) + 3 \dot{m}_C \Delta H^O(C) \Big|_{298}^{1873} + 3 \dot{m}_{H_2} \Delta H^O(H_2) \Big|_{298}^{1873} + \dot{m}_{Ar} \Delta H^O(Ar) \Big|_{298}^{1873} \quad (15a)$$

bzw.

$$P_{W,C_2H_2} = - \dot{m}_{C_2H_2} \Delta H_f^O(C_2H_2, 298 \text{ K}) + 2 \dot{m}_C \Delta H^O(C) \Big|_{298}^{1873} \\ + \dot{m}_{H_2} \Delta H^O(H_2) \Big|_{298}^{1873} + \dot{m}_{Ar} \Delta H^O(Ar) \Big|_{298}^{1873} \quad (15b)$$

Mit den entsprechenden Stoffwerten nach I. Barin und O. Knacke [12] sind die einzelnen Wärmeströme der Reaktanden unter den oben genannten Bedingungen zu berechnen; die Ergebnisse aus den Gleichungen (15a) und (15b) sind in Tabelle 3.4 zusammengestellt:

	1	2	3	4	5
System bei max. Durchsatz	$P_C$ [W]	$P_{H_2}$ [W]	$\dot{m}_{C_nH_m} \Delta H_f^O(C_nH_m)$ [W]	$P_{Ar}$ [W]	$P_W$ [W]
$24,3 \frac{\text{kg}}{\text{h}}$ Argon + $8,9 \frac{\text{kg}}{\text{h}}$ Propen	5777	8721	- 1202	6090	19386
$24,3 \frac{\text{kg}}{\text{h}}$ Argon + $5,5 \frac{\text{kg}}{\text{h}}$ Äthin	3810	2875	-13200	6090	- 425

Tab. 3.4: Wärmeströme P bei maximalen Gasmassenströmen und max. Beschichtungstemperatur  $\theta_{B_{\max}} = 1600^\circ\text{C}$

- (-) Zeichen für exothermen Vorgang  
( ) Zeichen für endothermen Vorgang

Unter den gesetzten Bedingungen muß nach Spalte 5 der Tabelle 3.4 dem Wirbelbett beim Einsatz von Propen die Leistung  $P = 19,4 \text{ KW}$  über die Ofenheizung zugeführt werden, während bei einer Beschichtung mit Äthin Wärme aus dem Wirbelbett abzuführen ist.



### 3.3.2 Berechnung des radialen Ofenverlustwärmestromes

$$\underline{P_{\text{rad}}}$$

Der radiale Ofenverlustwärmestrom teilt sich nach Abbildung 3.4 in zwei Wärmeströme, von denen der eine durch die Kühlluft abgeführt und der andere am äußeren Ofenmantel an die Umgebung abgegeben wird:

$$P_{\text{rad}} = P_L + P_{\text{Wa}} \quad (16)$$

Der Wandwärmestrom  $P_{\text{Wa}}$  ist dabei eine Funktion der um den Ofen herrschenden Raumtemperatur  $\theta_u$ , der Ofenwandtemperatur  $\theta_{13}$ , des Wärmeübergangskoeffizienten  $\alpha_{13}$  und der Ofenoberfläche, so daß mit den Bezeichnungen aus Abbildung 3.6 gilt:

$$P_{\text{Wa}} = f(\theta_u, \theta_{13}, \alpha_{13}(\theta), A_{13})$$

$$\text{mit } \alpha_{13} = f(\text{Nu}, \text{Re}, \text{Pr})$$

Der durch die Kühlluft ausgetragene Wärmestrom  $P_L$  ist abhängig vom Kühlgasmassenstrom  $\dot{m}_L$ , dessen Ein- und Austrittstemperatur  $\theta_E$  bzw.  $\theta_A$  und der spezifischen Wärmekapazität  $C_{PL}(\theta)$  in Abhängigkeit von der Temperatur des Mediums. Die Temperatur des Mediums ist wiederum abhängig von den Wandtemperaturen  $\theta_W$  und den Abmessungen des Kühlkanals:

$$P_L = f(\dot{m}_L, \theta_E, \theta_A, C_{PL}(\theta))$$

$$\text{mit } \theta_A - \theta_E = f(\theta_W, \alpha_L)$$

$$\text{und } \alpha_L = f(\text{Nu}, \text{Re}, \text{Pr})$$

Der radiale Wärmeverluststrom  $P_{\text{rad}}$  wird bestimmt durch die Heizelementtemperatur  $\theta_4$ , die Wandtemperatur des Kühlkanals  $\theta_9$  und durch den Wärmewiderstand  $R$  der Ofenisolation. Der Wärmewiderstand  $R$  ist dabei abhängig von der Geometrie, den Wärmeübergangskoeffizienten und von den Wärmeleitfähigkeiten der Ofenisolation, die wiederum von den ausgewählten Materialien und

deren aktueller Temperatur bestimmt werden:

$$P_{\text{rad}} = f(\theta_4, \theta_9, R)$$

$$\text{mit } R = f(\alpha_{4,5}, \alpha_9, \lambda_{5-8}, r_{4-9}, \text{Material})$$

$$\text{und } \alpha = f(\text{Nu}, \text{Re}, \text{Pr})$$

Damit stellt sich die Berechnung des radialen Wärmeverluststromes als umfangreiche und aufwendige Rekursionsrechnung dar, da die Wärmestromberechnung zunächst eine Festsetzung der Ofengeometrie voraussetzt, deren Richtigkeit in Abhängigkeit von den ausgewählten Materialien und deren temperaturabhängigen Stoffwerte zu bestätigen ist. Die Abbildung 3.6 zeigt in einer Schnittdarstellung den radialen Aufbau des BeschichtungsOfens mit den festgesetzten Radien und ausgewählten Materialien.

Danach liegt im Bereich zwischen dem Heizelement und dem Luftkanal eine mehrfach geschichtete Ofenwand vor, die als eindimensionales Temperaturfeld betrachtet werden soll. Damit gilt für den radialen Wärmestrom:

$$P_{\text{rad}} = \frac{1}{R_{4,9}} (\theta_4 - \theta_9) \quad (17)$$

mit  $\theta_4$  - Heizelementtemperatur  
 $\theta_9$  - Temperatur des inneren  
Kühlkanals  
 $R_{4,9}$  - Gesamtwärmewiderstand  
der Ofenschichten

In der obigen Bestimmungsgleichung (17) für  $P_{\text{rad}}$  ist die Heizelementtemperatur  $\theta_4$ , die Wandtemperatur  $\theta_9$  und der Widerstand  $R_{4,9}$  unbekannt und müssen aus den entsprechenden Randbedingungen bestimmt werden.

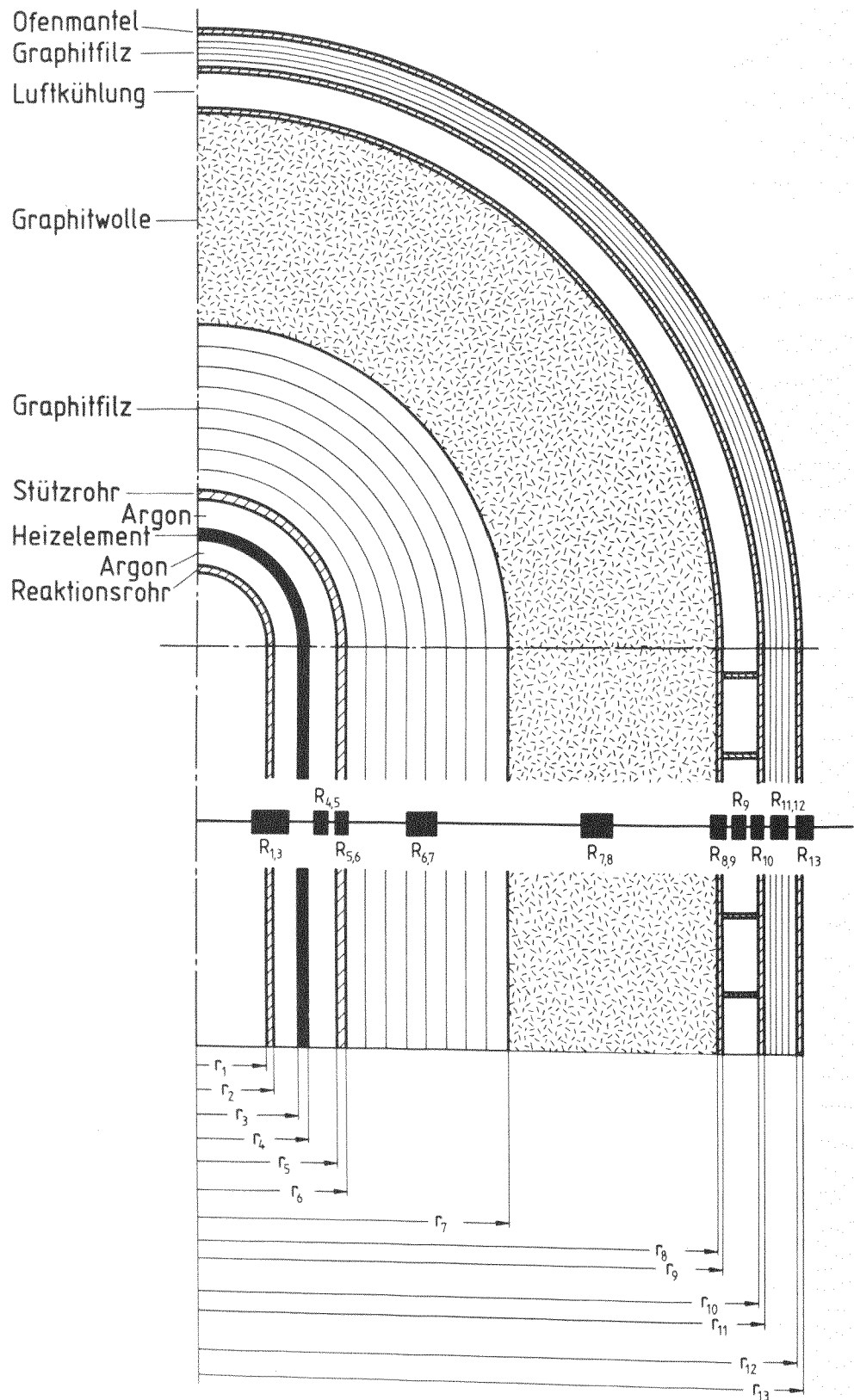


Abb. 3.6: Radiale Schnittdarstellung durch den Beschichtungs-  
ofen

### 3.3.2.1 Berechnung der Heizelementtemperatur

Das Heizelement ist konzentrisch zwischen dem Reaktionsrohr und dem Stützrohr der Ofenisolierung aufgehängt; in den beiden Ringspalten befindet sich Argon unter Atmosphärendruck. Die Abbildung 3.7 zeigt den entsprechenden Aufbau.

Läßt man zur Berechnung der Heizelementtemperatur zunächst einmal den radialen Wärmestrom  $P_{\text{rad}}$  unberücksichtigt und nimmt damit an, daß das Heizelement nur Wärme nach innen an das Wirbelbett abgibt, so gilt für die Temperatur  $\theta_3$  an der Innen-

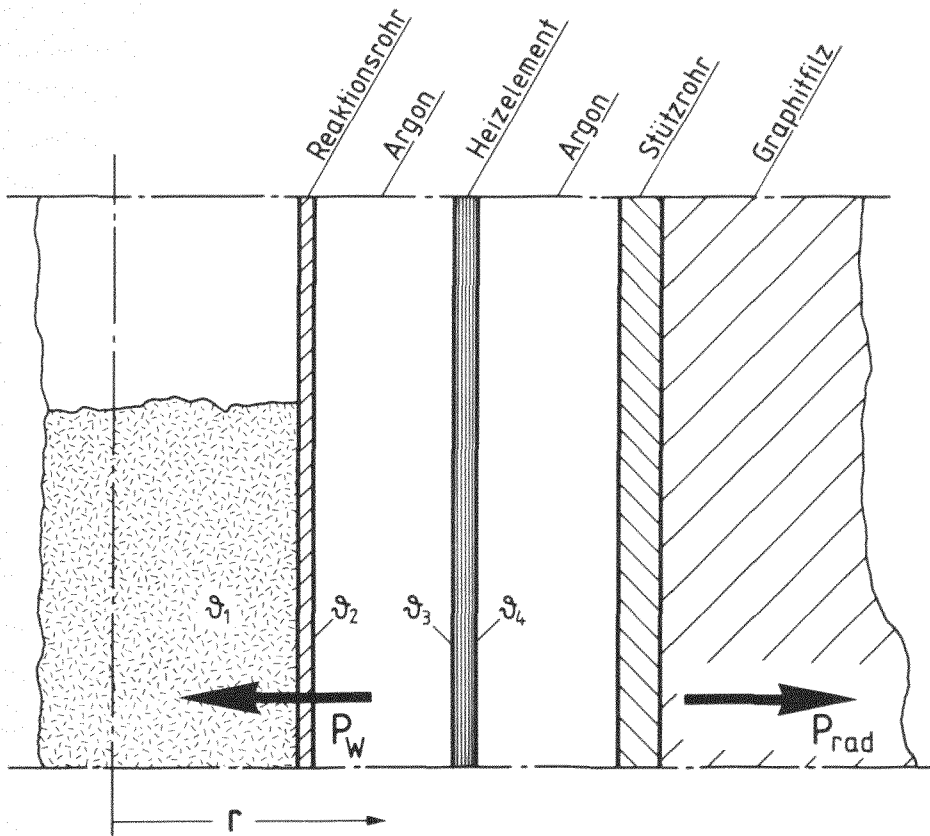


Abb. 3.7: Radialschnitt zur Berechnung der Heizelementtemperatur

seite des Heizelementes:

$$\theta_3 = R_{1,3} \cdot P_W + \theta_1$$

wobei  $\theta_1$  die mittlere Temperatur im Wirbelbett,  $R_{1,3}$  der Widerstand zwischen Heizelement und Wirbelbett und  $P_W$  der Wärmestrom ist, der durch das Wirbelbett aufgenommen wird.

Der Wärmeleitwiderstand  $R_{1,3}$  ist unter Vernachlässigung des Wärmeleitwiderstandes im Reaktionsrohr und nur unter Berücksichtigung des Wärmeübergangs durch Strahlung im Ringspalt zwischen Reaktionsrohr und Heizelement bestimmt durch:

$$R_{1,3} = \frac{1}{2 \pi h_H} \left( \frac{1}{r_1^{\alpha_1}} + \frac{1}{r_m^{\alpha_{2,3}}} \right) \quad (18)$$

mit  $h_H$  - Höhe des Heizelementes

$r_m$  - mittlerer Radius im Ringspalt  
zwischen  $r_2$  und  $r_3$

$\alpha_1$  - Wärmeübergangskoeffizient zwischen  
Wirbelbett und Reaktionsrohrwand

$\alpha_{2,3}$  - Wärmeübergangskoeffizient durch  
Strahlung im Ringspalt  $r_2$ - $r_3$

Der Wärmeübergangskoeffizient  $\alpha_{2,3}$  berechnet sich nach:

$$\alpha_{2,3} = \frac{c_s \left[ \left( \frac{T_4^*}{100} \right)^4 - \left( \frac{T_2}{100} \right)^4 \right]}{\left( \frac{1}{\epsilon_1} + \frac{1}{\epsilon_2} - 1 \right) (T_4^* - T_2^*)} \quad (19)$$

wobei die mit \* gekennzeichneten Temperaturen zunächst abgeschätzt und dann iterativ bestätigt werden müssen. Die Bestimmung des Wärmeübergangskoeffizienten  $\alpha_1$  erfolgt unter Berücksichtigung der Stoffwerte sowohl des Fluids wie auch des Wirbelgutes bei maximaler Beschichtungstemperatur nach folgender Gleichung [13]:

$$\alpha_1 = \frac{0,55 \lambda_f}{d_1} \left( \frac{d_1}{d_k} \right)^{0,17} \left[ \frac{(1-\epsilon) \rho_K c_{pk}}{\epsilon \rho_f c_{pf}} \right]^{0,25} \left( \frac{u_f \cdot d_1}{v_f} \right)^{0,80} \quad (20)$$

Als Fluid sei hier nur das Trägergas Argon angenommen. Mit den entsprechenden temperaturabhängigen Stoffdaten aus dem Anhang errechnen sich aus den obigen Gleichungen folgende Ergebnisse:



$\alpha_1$ $\left[\frac{W}{m^2 K}\right]$	$\alpha_{2,3}$ $\left[\frac{W}{m^2 K}\right]$	$R_{13}$ $\left[\frac{W}{K}\right]$	$\theta_2$ $[^{\circ}C]$	$\theta_3$ $[^{\circ}C]$
562,5	1003,0	$8,3 \cdot 10^{-3}$	1727	1762

Hierbei ist  $\theta_2$  die Wandtemperatur des Reaktionsrohres und zugleich die nach Kap. 3.3 meßtechnisch erfaßbare Referenztemperatur für die Beschichtungstemperatur im Wirbelbett.

Schätzt man den zunächst vernachlässigten Wärmestrom  $P_{rad}$  durch die Ofenisolation nach einer Überschlagsrechnung mit 15 % der nach innen abgegebenen Wärme  $P_W$  ab, so ergibt sich aus der Summe von  $P_W$  und  $P_{rad}$  der maximal vom Heizelement abgegebene Wärmestrom  $P_{max}$ . Nimmt man nun an, daß der maximale Wärmestrom  $P_{max}$  radial durch das Heizelement fließt, so berechnet sich unter Berücksichtigung der Wärmeleitfähigkeit  $\lambda_H$  die theoretisch höchste Temperatur  $\theta_4$  an der Außenseite des Heizelementes zu:

$$\theta_4 = \frac{1}{2 \pi h_H \lambda_H} P_{max} \cdot \ln \frac{r_4}{r_3} + \theta_3$$

$$\theta_4 = 1800^{\circ}C$$

Damit ist die maßgebende Randbedingung für die Auslegung der Ofenisolation gegeben.

### 3.3.2.2 Berechnung des Wärmewiderstandes $R_{49}$ der Ofenisolation

Die Ofenisolation ist um das Heizelement in konzentrischen Schichten aufgebaut; die erste Schicht ist ein mit Argon gefüllter Ringspalt, der durch ein Graphitstützrohr gebildet wird; daran schließt sich eine Schicht aus gewickelten Graphitfilzmatten an; der Ringspalt zwischen den Filzmatten und der

inneren Kühlwand ist mit Isolierwolle aus Graphit aufgefüllt. Rechnet man in Analogie zur Elektrotechnik mit Wärmewiderständen, so ist nach Abbildung 3.6 der Gesamtwärmewiderstand  $R_{4,9}$  aus den einzelnen Wärmewiderständen zu formulieren:

$$R_{4,9} = \sum_4^9 R_i = R_{4,5} + R_{5,6} + R_{6,7} + R_{7,8} + R_{8,9} + R_9 \quad (22)$$

Dabei gilt für die Einzelwärmewiderstände:

- $R_{4,5}$ : Der Wärmewiderstand im Argonspalt ist theoretisch als Parallelschaltung aus dem Widerstand durch Wärmeleitung, Wärmeübertragung durch Konvektion und Wärmeübergang durch Strahlung zusammengesetzt:

$$R_{4,5} = \frac{R_{L,4,5} \cdot R_{\dot{u},4,5} \cdot R_{Str,4,5}}{R_{L,4,5} \cdot R_{\dot{u},4,5} + R_{L,4,5} \cdot R_{Str,4,5} + R_{\dot{u},4,5} \cdot R_{Str,4,5}} \quad (23)$$

Da im Temperaturbereich um  $1800^\circ\text{C}$  die Wärmewiderstände bei einem ruhenden Gas durch Leitung und Konvektion sehr groß im Vergleich zum Widerstand durch Strahlung sind, kann Gleichung (23) vereinfacht werden zu:

$$R_{4,5} = R_{Str,4,5} = \frac{1}{2 \pi h r_m \alpha_{4,5}} \quad (24)$$

$$\text{mit } \alpha_{4,5} = \frac{C_s \left[ \left( \frac{T_4}{100} \right)^4 - \left( \frac{T_5^*}{100} \right)^4 \right]}{\left( \frac{1}{\varepsilon_1} + \frac{1}{\varepsilon_2} - 1 \right) (T_4 - T_5^*)} \quad (25)$$

- $R_{5,6}$ : Wärmeleitwiderstand im Stützrohr:

$$R_{5,6} = \frac{1}{2 \pi h \lambda_{5,6}} \ln \frac{r_6}{r_5} \quad (26)$$

- $R_{6,7}$ : Wärmeleitwiderstand im Graphitfilz:

$$R_{6,7} = \frac{1}{2 \pi h \lambda_{6,7}} \ln \frac{r_7}{r_6} \quad (27)$$

-  $R_{7,8}$ : Wärmeleitwiderstand in der Graphitwolle:

$$R_{7,8} = \frac{1}{2 \pi h \lambda_{7,8}} \ln \frac{r_8}{r_7} \quad (28)$$

-  $R_{8,9}$ : Der Wärmeleitwiderstand in der  $V_2A$ -Wand wird aufgrund der geringen Wandstärke vernachlässigt.

-  $R_9$ : Wärmewiderstand durch Konvektion der Kühlluft

$$R_9 = \frac{1}{2 \pi h \alpha_9 r_9} \quad (29)$$

$$\text{mit } \alpha_9 = f(\text{Nu}, \text{Re}, \text{Pr})$$

Der Wärmeübergangskoeffizient  $\alpha_9$  kann hier vorläufig nur abgeschätzt werden und muß im folgenden durch Rekursivrechnung korrigiert werden.

Mit den wärmetechnischen Daten der einzelnen Materialien bei den entsprechenden Stofftemperaturen und den Abmessungen aus Abb. 3.6 sind mit den Gleichungen (22) bis (29) die folgenden Ergebnisse berechnet und in Tabelle 3.5 zusammengestellt:

$R_{4,5}$ [ $\frac{K}{W}$ ]	$R_{5,6}$ [ $\frac{K}{W}$ ]	$R_{6,7}$ [ $\frac{K}{W}$ ]	$R_{7,8}$ [ $\frac{K}{W}$ ]	$R_{8,9}$ [ $\frac{K}{W}$ ]	$R_9$ [ $\frac{K}{W}$ ]	$R_{4,9}$ [ $\frac{K}{W}$ ]
$9,2 \cdot 10^{-4}$	$8,4 \cdot 10^{-4}$	0,482	0,690	0	$8,0 \cdot 10^{-3}$	1,18

Tab. 3.5: Wärmewiderstände der Ofenwand bezogen auf die Ofenhöhe  $h = 1,0 \text{ m}$

### 3.3.2.3 Berechnung des Wärmestroms durch die Ofenwand $P_{Wa}$

Der durch die Ofenwand an die Umgebung abgegebene Wärmestrom wird - unter Vernachlässigung des Strahlungsanteils aufgrund des niedrigen Temperaturniveaus - beschrieben durch:

$$P_{Wa} = \alpha_{13} \cdot A_{13} (\theta_{13} - \theta_{\infty}) \quad (30)$$

$$\text{mit } \alpha_{13} = 1,52 \cdot (\theta_{13} - \theta_{\infty})^{0,25} \quad [14]$$

Dabei ist die Ofenwandtemperatur  $\theta_{13} = 40^{\circ}\text{C}$  so gewählt, daß für das Bedienungspersonal der Anlage keine Gefährdung gegeben ist. Mit dem durch die Ofenwand abfließenden Wärmestrom - berechnet nach Gleichung (30) zu  $P_{Wa} = 223 \text{ W}$  - ist auch die mittlere Temperatur  $\theta_{10}$  an der Außenseite des Kühlmantels unter Vernachlässigung des Wärmeleitwiderstandes der metallischen Ofenwände zu berechnen. Es gilt:

$$\theta_{10} = \frac{P_{Wa} \ln \frac{r_{12}}{r_{11}}}{2 \pi h \lambda_{11,12}} + \theta_{13} \quad (31)$$

Die Wandtemperatur  $\theta_{10} = 64^{\circ}\text{C}$  des Kühlmantels darf aufgrund des funktionalen Zusammenhangs mit der Ofenaußenwandtemperatur  $\theta_{13}$  nicht überschritten werden.

#### 3.3.2.4 Berechnung des Kühlluftwärmestromes $P_L$

Der Kühlgasvolumenstrom ist so auszulegen, daß er einerseits den radialen Wärmestrom  $P_r$  durch die Ofenisolation aufnimmt und andererseits nur die zulässige Wärme  $P_{Wa}$  an die Ofenaußenwand abgibt. Die Kühlluft wird nach Abbildung 3.8 so geführt, daß zwei parallele Kanäle um den Ofenmantel gewandelt sind, die gegensinnig von dem Kühlmittel durchströmt werden. Damit wird bei gegebenem Luftvolumenstrom eine höhere Gasgeschwindigkeit und ein besserer Wärmeübergang in den einzelnen Kühlkanälen erzielt und längs der Ofenhöhe eine im Mittel konstante Temperaturverteilung erreicht.

Die Bestimmungsgleichung für den Kühlluftwärmestrom  $P_L$  lautet:

$$P_L = \dot{m}_L C_{PL} \left| \begin{array}{c} \theta_E \\ \theta_A \end{array} \right| (\theta_A - \theta_E) \quad (32)$$

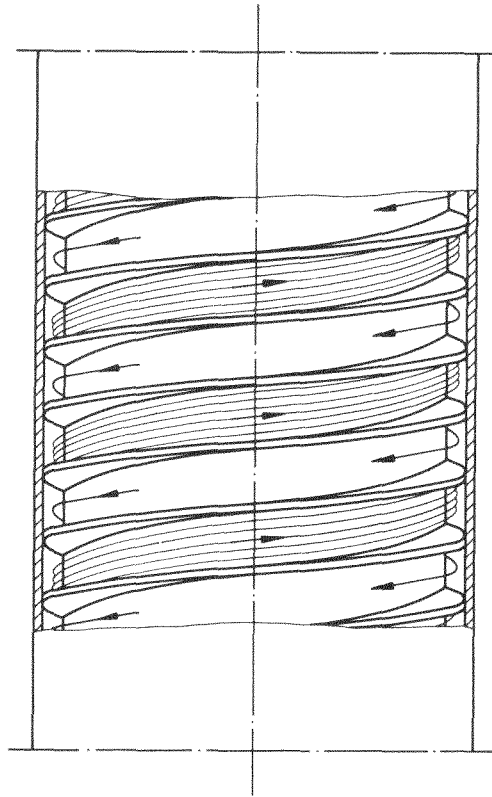


Abb. 3.8: Kühlgasführung im Ofenmantel

mit  $\theta_A$  bzw.  $\theta_E$  als Aus- und Eintritts-  
temperatur des Kühlmediums

Führt man in die obige Gleichung die Dichte  $\rho_L$  ein, so berechnet sich der Kühlluftvolumenstrom nach:

$$\dot{V}_L = \frac{P_L}{\rho_L C_{PL} (\theta_A - \theta_E)} \quad (33)$$

Mittels einer Wärmeübergangsberechnung sind die Wandtemperaturen  $\theta_9$  und  $\theta_{10}$  des Kühlkanals aufgrund des berechneten Kühlluftvolumenstroms zu bestätigen. Zur Vereinfachung des Rechenganges ist dabei der Wärmeübergang im Ringspalt zwischen den Flächen  $A_9$  und  $A_{10}$  als axiale Strömung mit einer konstanten mittleren Fluidtemperatur  $\theta_{m,L}$  angenommen worden, während die Wärmeübergangskoeffizienten  $\alpha_9$  bzw.  $\alpha_{10}$  mit den tatsächlichen Strömungsverhältnissen im gewendelten Ringkanal bestimmt worden sind.

Damit folgt für die Wandtemperaturen:

$$\theta_9 = \frac{P_L}{\alpha_9 A_9} + \theta_{mL} \quad (34)$$

$$\text{bzw.} \quad \theta_{10} = \theta_{mL} - \frac{P_L}{\alpha_{10} A_{10}} \quad (35)$$

$$\text{mit } \alpha_{9,10} = f(\text{Nu}, \text{Re}, \text{Pr})$$

Bezogen auf eine Ofenhöhe von  $h = 1,0 \text{ m}$  ist ein Kühlgasvolumenstrom  $\dot{V}_L = 43,0 \frac{\text{m}^3}{\text{h}}$  bei  $20^\circ\text{C}$  und 1 bar nötig, um die äußere Kühlwandtemperatur nicht über  $\theta_{10} = 64^\circ\text{C}$  steigen zu lassen; die innere Kühlwandtemperatur erreicht dabei im Mittel einen Wert von  $\theta_9 = 78^\circ\text{C}$ . Mit diesem Wert und dem davon abhängenden Wärmeübergangskoeffizient  $\alpha_9$  ist der in Kap. 3.3.2.2 berechnete Widerstand durch Konvektion zu verifizieren.

### 3.3.3 Bestimmung des axialen Wandwärmestromes

Aufgrund der geringen Bauhöhe  $h = 0,03 \text{ m}$  des Ofenbodens und des Ofendeckels wird der radiale Wärmestrom über Boden und Deckel vernachlässigt. Zur exakten Berechnung des axialen Verluststromes durch die Wand wäre ein dreidimensionales Rechenverfahren notwendig; unter Umgehung einer solch aufwendigen Methode wie bzw. dem Relaxationsverfahren wird vereinfachend angenommen, daß der radiale Wärmestrom  $P_{\text{rad}}$  durch die Ofenwand bezogen auf die Mantelfläche  $A_{13}$  gleich ist der Wärmestromdichte durch den Ofendeckel bzw. -boden. Daraus folgt mit den entsprechenden Flächen für den axialen Wandwärmestrom  $P_{\text{ax}}$ :

$$P_{\text{ax}} = P_D + P_B = P_r \frac{A_D + A_B}{A_B} \quad (36)$$

Nach Gleichung (36) berechnet sich die axiale Wandwärme zu  $P_{\text{ax}} = 623 \text{ W}$ . Der Kühlluftbedarf für den Ofendeckel und -boden ist nach den gleichen Überlegungen auszulegen wie der Kühlluftvolumenstrom im Doppelmantel des Ofens. Berücksichtigt man

die sich mit der Ofengeometrie ändernden Wärmeübergangskoeffizienten und die entsprechenden Randbedingungen, so bestimmt sich der axiale Kühlluftstrom  $\dot{V}_{ax}$  analog aus den Gleichungen (32) bis (35) zu  $\dot{V}_{ax} = 18 \text{ m}^3/\text{h}$ .

### 3.3.4-----Berechnung der zuzuführenden Wärme

Nach der Bestimmung der maximalen Verlustwärmeströme durch die Ofenwände und der Erstellung einer Energiebilanz im Wirbelbett ist nach Gleichung (9) die dem System zuzuführende Wärme  $P_H$  zu berechnen. In Tabelle 3.6 sind die entsprechenden Werte, unterteilt nach der Art des Beschichtungsgases, zusammengestellt, wobei die wahre Ofenhöhe  $h_o = 1,7 \text{ m}$  zugrunde gelegt ist.

	$P_W$ [W]	$P_{rad}$ [W]	$P_{ax}$ [W]	$P_H$ [W]
$C_2H_2$	- 425	2492	623	2700
$C_3H_6$	19386	2492	623	22500

Tab. 3.6: Zuzuführende Wärme in Abhängigkeit von der Art des Beschichtungsgases

Der in Tabelle 3.6 aufgeführte Wärmestrom  $P_{rad}$  und damit auch  $P_{ax}$  sind in bezug auf die gebaute Anlage überdimensioniert, da in der Berechnung die Heizelementtemperatur über die gesamte Ofenhöhe als Randtemperatur angenommen worden ist.

Andererseits treten noch zusätzliche Wärmeverluste auf, die durch die Überdimensionierung kompensiert werden können. So sind bei der Auslegung z. B. die Aussparungen in der Ofenisolation für die Schaugläser zur pyrooptischen Temperaturmessung bzw. zur visuellen Kontrolle des Fließbettes unberücksichtigt geblieben.

### 3.3.5 Auslegung des Heizelementes

Den Abmessungen des Heizelementes sind durch funktionelle und konstruktive Auflagen enge Grenzen gesetzt: seine minimale Höhe ist durch die Fluidisierungshöhe des Wirbelgutes im Reaktionsrohr vorgegeben; der Durchmesser des Heizelementes sollte sich möglichst eng an den Reaktionszylinder anschmiegen, um nur geringe Verluste durch Wärmeübergang zuzulassen; andererseits ist ein ausreichender Abstand vorzusehen, um eine kurzschlußfreie Montage zu ermöglichen. Bei Heizelementtemperaturen um  $1800^{\circ}\text{C}$  im Dauerbetrieb und einer reduzierenden Ofenatmosphäre bietet sich Graphit als Konstruktionsmaterial nahezu ausschließlich an. Dabei sind die elektrischen Eigenschaften des Graphits, insbesondere die Verringerung des elektrischen Widerstandes mit steigender Temperatur, bei der Auslegung zu berücksichtigen. Geht man zur Festlegung der Heizelementleistung  $P_{\text{HZ}}$  von der dem System zuzuführenden Wärme  $P_{\text{H}}$  nach Tabelle 3.6 aus, so kann man bei Einführen eines Sicherheitsfaktors  $K$  formulieren [15]:

$$P_{\text{HZ}} = K \cdot P_{\text{H}} \quad (37)$$

mit  $K = 1,5$

Der Sicherheitsfaktor wird hier eingeführt, um eine erhöhte Wärmeübertragung in der ersten Erwärmungsphase zu gewährleisten. Ferner werden durch ihn die mit der Zeit nachlassende Wärmeisolation des Ofens, eine mögliche 10 - 15 %ige Spannungsabsenkung, sowie Umstände, die bei der bisherigen Planung der Anlage nicht erfaßt worden sind, berücksichtigt. Damit ergibt sich die Heizelementleistung  $P_{\text{HZ}} = 34,0 \text{ KW}$ , für die ein geeigneter Wechselstromtransformator mit einer Sekundärleistung von  $P_{\text{T}} = 48,0 \text{ KW}$  bei einem Sekundärstrom  $I = 600 \text{ A}$  und einer Sekundärspannung  $U = 80 \text{ Volt}$  ausgewählt worden ist; auf das ungewöhnlich niedrige Strom/Spannungs-Verhältnis wird in Kapitel 3.3.6 noch näher eingegangen.

Für die geometrische Auslegung des Heizelementes gelten folgende Gesetzmäßigkeiten:



$$P_T = \frac{U^2}{R} = I^2 \cdot R \quad (38)$$

$$\text{und} \quad R = \rho \cdot \frac{1}{q} \quad (39)$$

Hieraus berechnet sich bei der vorgegebenen Heizelementhöhe  $h_H = 0,4 \text{ m}$  und einem mittleren Durchmesser  $d_m = 0,26 \text{ m}$  mit den entsprechenden temperaturabhängigen Stoffwerten ein rohrförmiges Graphitheizelement mit einer Wandstärke von  $0,3 \text{ mm}$ . Dies ist unter dem Aspekt der Fertigung und aufgrund einer nicht ausreichenden mechanischen Stabilität nicht ausführbar. Daher ist ein mäanderförmiges Heizelement mit zwei parallelen Heizwendeln nach Abb. 3.9 ausgewählt worden. Die Länge des Heizelementes ergibt sich aus der Abwicklung der Mäander zu  $l_H = 9,9 \text{ m}$ , und die wirksame Querschnittsfläche beträgt  $q = 252,5 \text{ mm}^2$ . Damit sind der Heizelementwiderstand  $R$  nach Gleichung (39) und die maximale Heizleistung  $P_{HZ}$  nach Gleichung (38) unter Berücksichtigung des temperaturabhängigen spezifischen Widerstandes  $\rho$  festgelegt. Die Ergebnisse sind in Tabelle 3.7 zusammengestellt.

	$\rho$ $\left[ \Omega \frac{\text{mm}^2}{\text{m}} \right]$	$R$ $[\Omega]$	$P_{HZ}$ $[\text{KW}]$	$U$ $[\text{V}]$	$I$ $[\text{A}]$
bei $\theta = 20^\circ\text{C}$	17,5	0,172	37,2	80,0	465,0
bei $\theta \geq 800^\circ\text{C}$	11,9	0,116	41,7	69,5	600,0

Tab. 3.7: Ergebnisse zur Heizelementauslegung in Abhängigkeit von der Temperatur

Die Ergebnisse aus Tab. 3.7 zeigen, daß über das Heizelement sowohl im stationärem Zustand die notwendige Energie an das Wirbelbett abgegeben wie auch in der Anheizphase, in der weder Träger- noch Beschichtungsgas in das Reaktionsrohr strömt, der Ofen in kurzer Zeit auf Betriebszustand erwärmt wird.

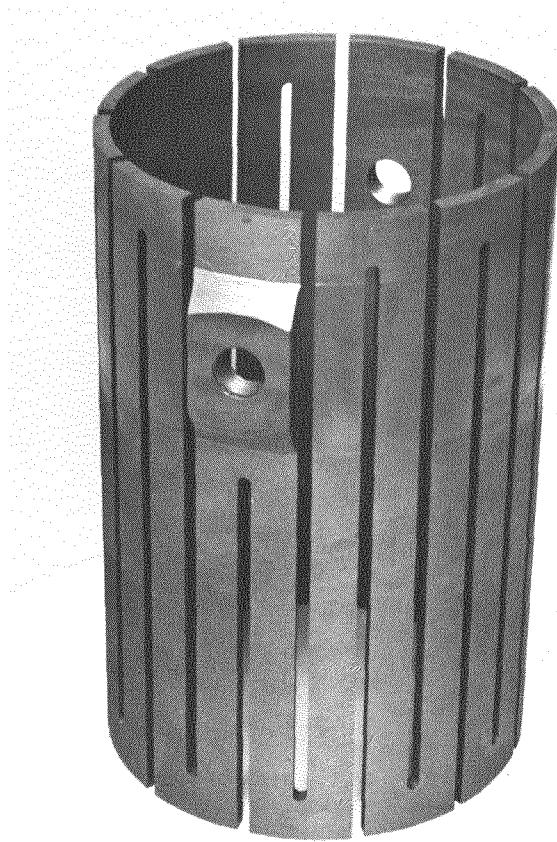


Abb. 3.9: Mäanderförmiges Graphitheizelement

### 3.3.6-----Berechnung kritischer Bauteile

Aus der großen Anzahl der kritischen Bauteile, die bei der Planung einer Anlage auftreten, sollen hier exemplarisch zwei Komponenten des BeschichtungsOfens besonders betrachtet werden.

#### 3.3.6.1 Stromzuführungen

Die elektrische Verbindung zwischen dem Heizelement mit einer maximalen Temperatur von  $1800^{\circ}\text{C}$  und dem Transformator stellt sich als besonderes Problem dar. Der im Ofenbau übliche Weg, Graphitheizelemente über wassergekühlte Kupferflansche mit dem Stromnetz zu verbinden, wird durch die in Kapitel 3.1.2 ange-

sprochenen Überlegungen zur "Kritikalen Sicherheit" ausgeschlossen. Deshalb wird das Heizelement nach Abbildung 3.10 an zwei gegenüberliegenden waagerechten Graphitstäben aufgehängt, die sowohl zum Halten und Ausrichten wie auch zur Stromzufuhr dienen. Die Länge dieser Stromzuführungen muß so dimensioniert werden, daß - ohne eine unzulässige Überhitzung an den Kontaktstellen - eine elektrische Ankoppelung an nicht wassergekühlte Kupferflansche möglich ist. Der Querschnitt des Graphitzylinders ist dabei so

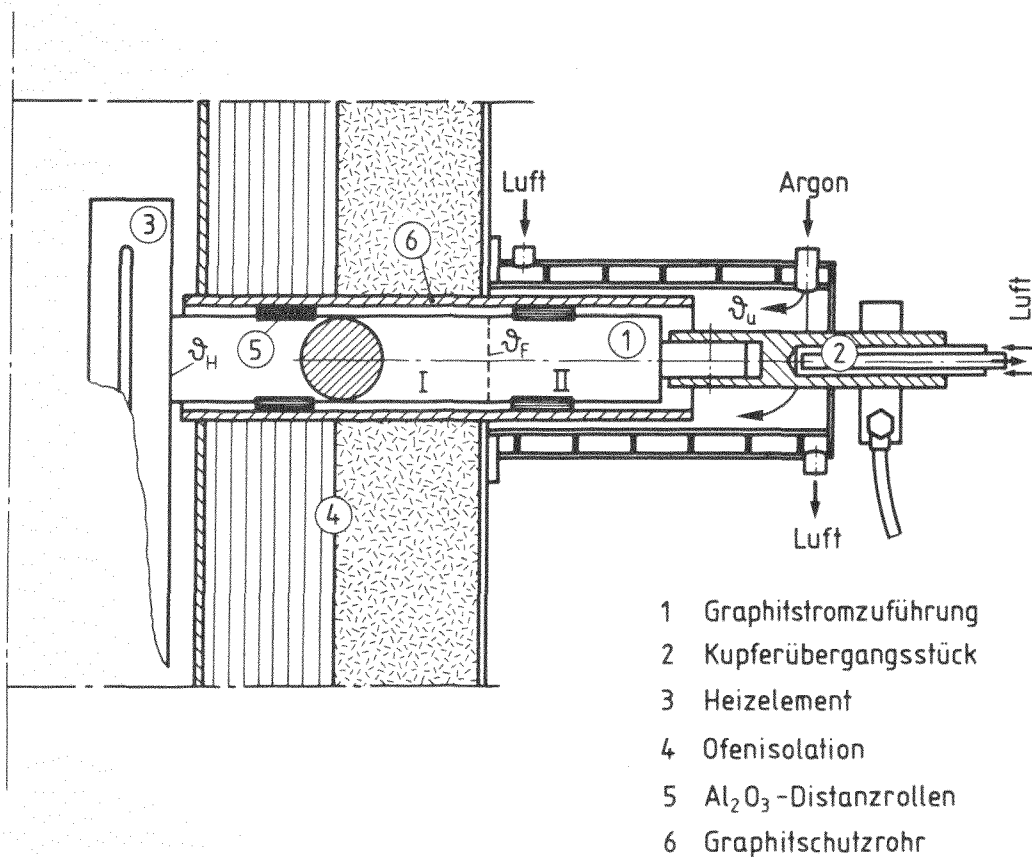


Abb. 3.10: Prinzipskizze der Stromzuführung

auszulegen, daß einerseits ein möglichst geringer Spannungsabfall gewährleistet ist und andererseits die Wärmeleitung im Graphit gering ist. Darüber hinaus müssen die Stromzuführungen gegenüber dem Ofengehäuse und der Wärmedämmung elektrisch isoliert werden. Durch eine ausreichend dimensionierte und konstruk-

tiv günstig geführte Gaskühlung - Luft und Argon - ist zu gewährleisten, daß durch Überhitzung gefährdete Bauteile wie Dichtungen und Kabelisolierungen geschützt werden.

Betrachtet man den stationären Betriebszustand des Beschichters unter den in den Kapiteln 3.3.2.1 und 3.3.5 festgesetzten Beschichtungsbedingungen, so berechnet sich der freiwerdende Wärmestrom in der Stromzuführung durch den elektrischen Widerstand zu:

$$P_S = I_{\max}^2 \cdot \rho \frac{l}{q} \quad (40)$$

Zur Abschätzung des Wärmestroms durch Wärmeleitung wird die Annahme gemacht, daß die Stromzuführung im ersten Teilbereich I an die Ofenisolation keine Wärme abgibt. Der zweite Teilbereich II soll wärmetechnisch als Stabrippe angesehen werden, die von dem Argonstrom angeblasen wird. Dies wird durch folgende Gleichungen beschrieben [17]:

$$P_{Ri} = m \cdot \lambda_{II} \cdot A \cdot \theta_F \tanh (m \cdot l) \quad (41)$$

$$\text{mit } m = \sqrt{\frac{4\alpha}{\lambda_{II} \cdot d}}$$

$$\theta_F = \theta_F - \theta_u$$

$$\alpha = f(\text{Nu}, \text{Re}, \text{Pr})$$

Da über eine Rippe nur die Wärme abgegeben werden kann, die durch den Rippenfuß strömt, gilt für den Teil I der Stromzuführung

$$P_{Ri} = P_\lambda = \frac{\lambda_I}{l} A (\theta_H - \theta_F) \quad (42)$$

Mit Gleichung (41) und (42) erhält man unter Berücksichtigung der temperaturabhängigen Stoffwerte eine Bestimmungsgleichung für die Temperatur  $\theta_F$  am Fuß der Rippe und damit aus Gleichung (42) den Wärmestrom  $P_\lambda$  durch Wärmeleitung:

$$\theta_F = \frac{m \cdot \lambda_{II} \cdot \theta_u \cdot \tanh(m \cdot l) + \frac{\lambda_I}{l} \theta_H}{m \cdot \lambda_{II} \cdot \tanh(m \cdot l) + \frac{\lambda_I}{l}} \quad (43)$$

Die freiwerdende Wärme - bedingt durch den elektrischen Widerstand und durch die Wärmeleitung in der Stromzuführung - ist durch die Kühlgasleistung zu kompensieren:

$$P_S + P_{Ri} = P_{Ar} + P_{Luft} \quad (44)$$

Analoge Überlegungen sind für das Übergangsstück aus Kupfer zwischen dem Graphitstab und dem Kabelschuh anzustellen. Aufgrund des geringen spezifischen Widerstandes des Kupfers kann die elektrische Widerstandserwärmung vernachlässigt werden; der Wärmestrom durch Wärmeleitung wird durch eine innenliegende Luftkühlung abgeführt. Die Ergebnisse sind in Tabelle 3.8 zusammengestellt:

$P_S$ [W]	$P_{Ri}$ [W]	$P_{Ar}$ [W]	$P_{Luft}$ [W]
690	275	617	348

Tab. 3.8: Wärmeströme an der Stromzuführung

Die berechneten Wärmeströme  $P_S$  und  $P_{Ri} \equiv P_\lambda$  sind unter normalen Beschichtungsbedingungen als zu hoch und damit für die Auslegung ausreichend dimensioniert.

Die Annahme für das erste Teilstück (I) der Stromzuführung, daß keine Wärme an die Ofenisolation abgegeben wird, ist sicher nicht über den gesamten Ofenradius zutreffend, da die Temperaturen in der Isolation teilweise niedriger sind als im Graphitstab (1). Damit verringert sich jedoch die Fußtemperatur  $\theta_F$  der Rippe und daraus folgend der Wärmestrom, der durch die Rippe an das Fluid abgegeben werden muß. Ferner werden im praktischen Beschichtungs-

betrieb geringere Strom/Spannungswerte benötigt, so daß sich die graphitische Stromzuführung weniger erwärmt.

### 3.3.6.2 Gaszuführung in das Reaktionsrohr

Die Zufuhr des Träger- und Beschichtungsgases in das Reaktionsrohr erfolgt durch eine im ICT der KFA entwickelten Anströmeinheit [5,16]. Abbildung 3.11 zeigt eine Schnittdarstellung. Das Beschichtungsgas wird durch ein zentrisch eingebautes Rohr, welches im oberen Teil in einer mehrfach unterteilte Düse endet, in den Beschichter eingeleitet. Oberhalb der Düse strömt das Gas als freier laminarer Zentralstrahl in das Wirbelbett ein. Konzentrisch um die Düse und den freien Zentralstrahl wird dem Reaktionsrohr Argon als Trägergas zugeführt. Eine poröse Platte sorgt für ein gleichmäßiges Geschwindigkeitsprofil des Trägergases. Dieser inerte Hüllgasstrom verhindert beim Durchtritt des Beschichtungsgases durch die Blendenöffnung des Reaktionsrohres einen Kontakt des Kohlenwasserstoffgases mit den heißen Flächen und Kanten des Konus. Damit können unerwünschte Pyrokohlenstoffaufwachungen in diesem Bereich weitgehend verhindert werden. In Modellversuchen ist nachgewiesen worden, daß das Gaszuführungssystem auch dann funktionsfähig bleibt, wenn der Durchmesser der Blendenöffnung im Konus kleiner ist als der Durchmesser des freien Zentralstrahles beim Verlassen der Düse.

Prinzipiell besteht jedoch die Gefahr, daß das Beschichtungsgas sich schon im Bereich des Zentralrohres oder der Düse durch zu hohe Temperaturen zersetzt und es damit zu Pyrokohlenstoffaufwachungen an der Düsenspitze kommt; diese führen zu Störungen des laminaren Freistrahles und zum Versagen des Bauteils. Weiterhin ist eine einwandfreie Funktion der Anströmeinheit nur dann gewährleistet, wenn keine Feststoffteilchen aus Pyrokohlenstoff im Zentralgasstrom mitgeführt werden, da diese durch den Ringstrahl hindurch diffundieren und sich an den heißen Konusflächen und -kanten ablagern könnten.

Geht man von der gegebenen Konstruktion in Abbildung 3.11 aus, so fließt ein radialer Wärmestrom vom Heizelement durch das Stütz- und Isoliermaterial in die Anströmeinheit; hier wird die

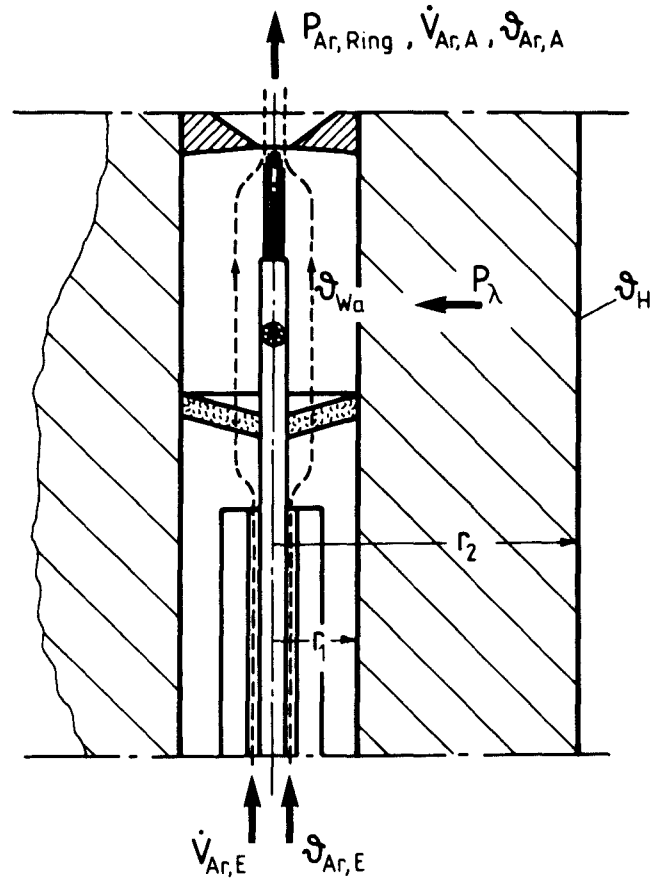


Abb. 3.11: Gaszuführung in das Reaktionsrohr

Wärme vom Gasstrom abgeführt.

Nimmt man an, daß die Austrittstemperatur  $\theta_{Ar,A}$  des Ringgasstrahles gleich der Wandtemperatur  $\theta_{Wa}$  der Anströmeinheit ist, und regelt man den Ringstrahldurchsatz so ein, daß dessen Austrittstemperatur  $\theta_{Ar,A}$  kleiner ist als die Pyrolysetemperatur der eingesetzten Kohlenwasserstoffgase, so können sich im Bereich der Anströmeinheit keinerlei unerwünschte Pyrokohlenstoffaufwachungen bilden. Es ist sicher gewährleistet, daß weder durch Strahlungswärme, noch durch Konvektion oder Wärmeleitung die Zersetzungstemperatur in der Gaszuführung erreicht wird.

Aus der folgenden Wärmebilanz ist der minimale Ringstrahldurchsatz zur Erfüllung der obigen Annahme zu bestimmen:

$$P_{Ar, Ring} = P_{\lambda} \quad (45)$$

$$\text{mit } P_{Ar, Ring} = \dot{m}_{ar} \cdot C_{pAr} (\theta_{Ar, A} - \theta_{Ar, E}) \quad (46)$$

$$P_{\lambda} = \frac{2 \pi L \lambda_{Iso}}{\ln \frac{r_2}{r_1}} (\theta_H - \theta_{Wa}) \quad (47)$$

$$\dot{V} = \frac{\dot{m}}{\rho} \quad (48)$$

Daraus folgt für den einzuleitenden Ringstrahlvolumenstrom:

$$\dot{V}_{Ar, E} = \frac{2 \pi L \cdot \lambda_{Iso}}{\rho_{Ar, E} \cdot \ln \frac{r_2}{r_1} \cdot C_{pAr}} \cdot \frac{\theta_H - \theta_{Wa}}{\theta_{Ar, A} - \theta_{Ar, E}} \quad (49)$$

mit:  $L$  - Länge der Anströmeinheit  
 $\lambda_{Iso} = \lambda(\theta)$  - temperaturabhängige Wärmeleitfähigkeit des Isolier- und Stützmaterials

Das in Abbildung 3.12 dargestellte Diagramm gibt den minimalen Ringstrahlvolumenstrom in Abhängigkeit von der Heizelementtemperatur nach Gleichung (49) wieder.

### 3.3.7 Auslegung des Kühlsystems der Beschichtungsanlage

Aufgrund der inneren und äußeren Ofengeometrie (siehe Kapitel 4) sind der radiale und axiale Kühlgasvolumenstrom in einzelne steuerbare Kühlgasstrecken unter Berücksichtigung der in Kapitel 3.3.2 und 3.3.3 berechneten Wärmeströme aufgeteilt. Die Abbildung 3.13 zeigt in einer Prinzipdarstellung die einzelnen Kühlabschnitte, deren Durchsätze und maximalen Austrittstemperaturen in Tabelle 3.9 zusammengestellt sind. Für den Ofenaufsatz (6) und Ofenuntersatz (17) ist nach Verwendung anderer Isoliermaterialien - karbonisierte verschäumte Kunstharze - mit hoher Druckfestigkeit aufgrund der Ofenkonstruktion eine Neurechnung analog zu Kapitel 3.3.2 vorgenommen worden. Die Kühlgasvolumenströme zum Schutz der Druckmeßgeräte (10, 11) und



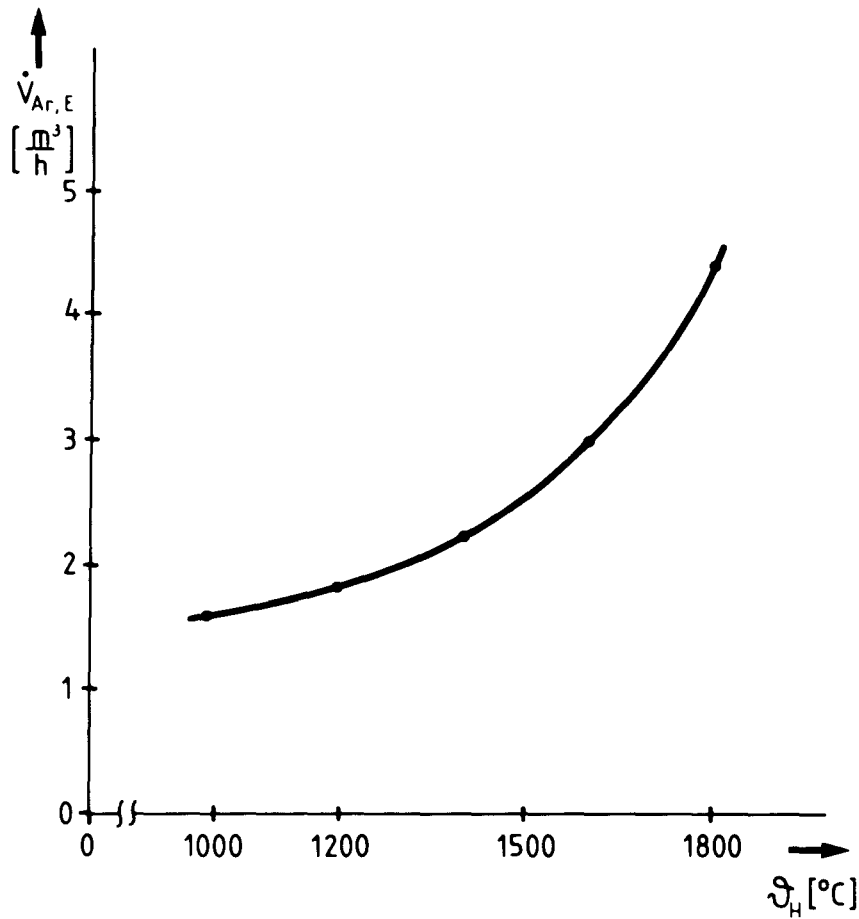


Abb. 3.12: Argonringstrahlvolumenstrom in Abhängigkeit von der Heizelementtemperatur

der optischen Meßstellen (12 bis 15) sind abgeschätzt.

Das den Beschichter verlassende erwärmte Kühlgas wird in zwei Mischkammern M 2 und M 3 zusammengeführt und nach Abbildung 3.14 zur Vorkühlung des heißen Abgases in den Wärmetauschern WT I und WT II weiterverwendet.

Der Abgaswärmestrom setzt sich zusammen aus dem im Wirbelbett erwärmten Trägergas Argon, dem bei der Pyrolyse freiwerdenden Wasserstoff und aus einem Teil des umgesetzten Kohlenstoffes in Form von Ruß. Die Größe der Rußpartikel ist abhängig von der Art des Beschichtungsgases; für Äthin streuen die Durchmesser

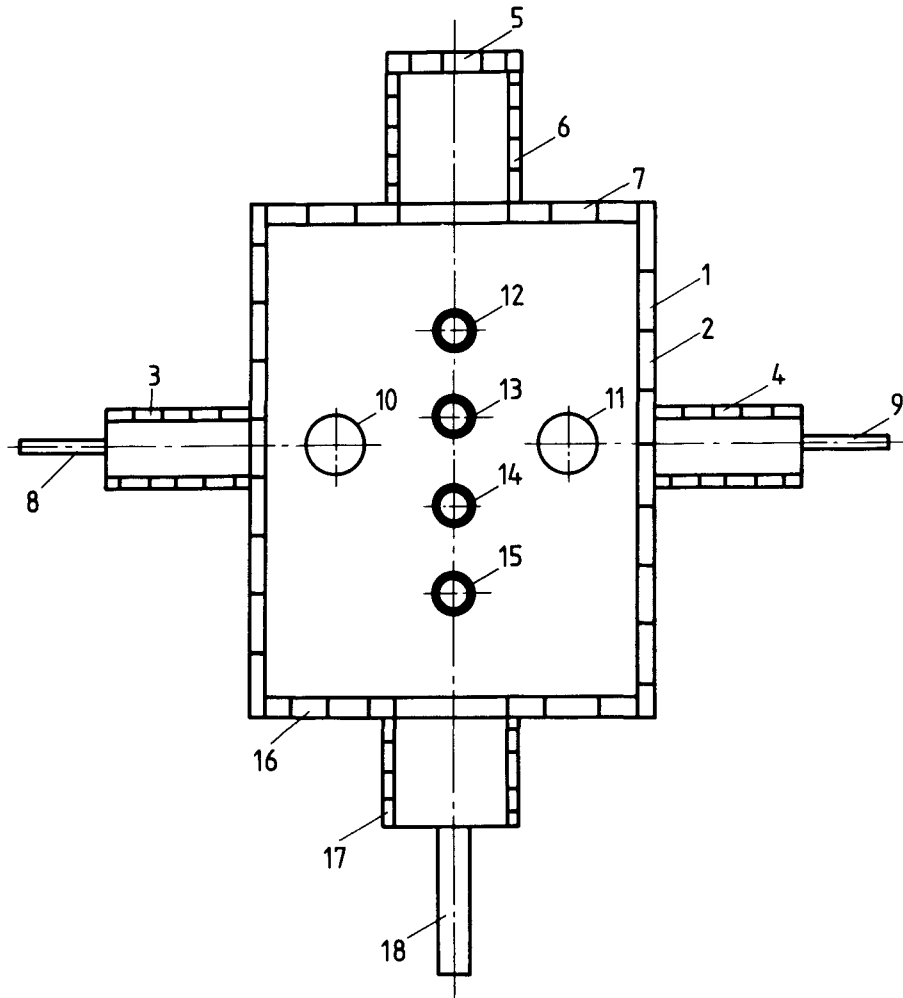


Abb. 3.13: Prinzipdarstellung der einzelnen Kühlabschnitte

zwischen 0,05 bis 0,07  $\mu\text{m}$  während bei Propen nur Werte zwischen 0,01  $\mu\text{m}$  bis 0,05  $\mu\text{m}$  zu messen sind [18]. Der Rußanteil im Abgas erreicht je nach Abscheidungsrate, die unter anderem abhängig ist von der Beschichtungstemperatur, der Bettbeladung und der Art und Menge des eingesetzten Beschichtungsgases, Werte zwischen 5 % und 55 %. Nimmt man zur Sicherheit bei der Auslegung der Abgaskühlung die geringste Abscheidungsrate an, so erhält man einen Rußmassenstrom  $\dot{m}_R = 4,4 \text{ kg/h}$  bei einem stündlichen Durchsatz von 5,0  $\text{m}^3$  Propen [18]. Damit ist der Abgaswärmestrom folgendermaßen zu formulieren:

$$P_{\text{Abgas}} = P_{\text{H}_2} + P_{\text{Ar}} + 0,55 P_{\text{C}} \quad (50)$$

		$\dot{m}$ [ $\frac{kg}{h}$ ]	$\dot{V}$ [ $\frac{m^3}{h}$ ]	$\theta_A$ [ $^{\circ}C$ ]
1	Ofenmantel I	36,0	30,0	112,0
2	Ofenmantel II	36,0	30,0	112,0
3	Stromzuführung L	30,0	25,0	60,0
4	Stromzuführung R	30,0	25,0	60,0
5	Deckel Ofenaufsatz	7,1	6,0	60,0
6	Ofenaufsatz	15,5	13,0	60,0
7	Ofendeckel	6,0	5,0	80,0
8	Stromanschluß L	3,6	3,0	60,0
9	Stromanschluß R	3,6	3,0	60,0
10-11	Druckmessung	1,2	1,0	60,0
12-15	Optische Messung	2,4	2,0	60,0
16	Ofenboden	8,3	7,0	60,0
17	Ofenuntersatz	7,1	6,0	60,0
18	Lanze	4,7	4,0	60,0
	Insgesamt:	191,0	160,0	

Tab. 3.9: Zusammenstellung der Kühlgasdurchsätze und deren maximalen Austrittstemperaturen

Mit den Ergebnissen aus Tabelle 3.4 und der Annahme, daß sich der Ruß und das ausströmende Gas im Behälter nicht abkühlen, ergibt sich ein Abgaswärmestrom  $P_A = 17,0$  KW für die Propenbeschichtung und  $P_A = 11,0$  KW für die Beschichtung mit Äthin.

Der erste Wärmetauscher WT I ist ein Rohrwärmetauscher nach dem Gleichstromprinzip, der direkt am Ofenkopf angeflanscht ist. Er kühlt das  $1600^{\circ}C$  heiße Abgas zunächst über eine Austausch-

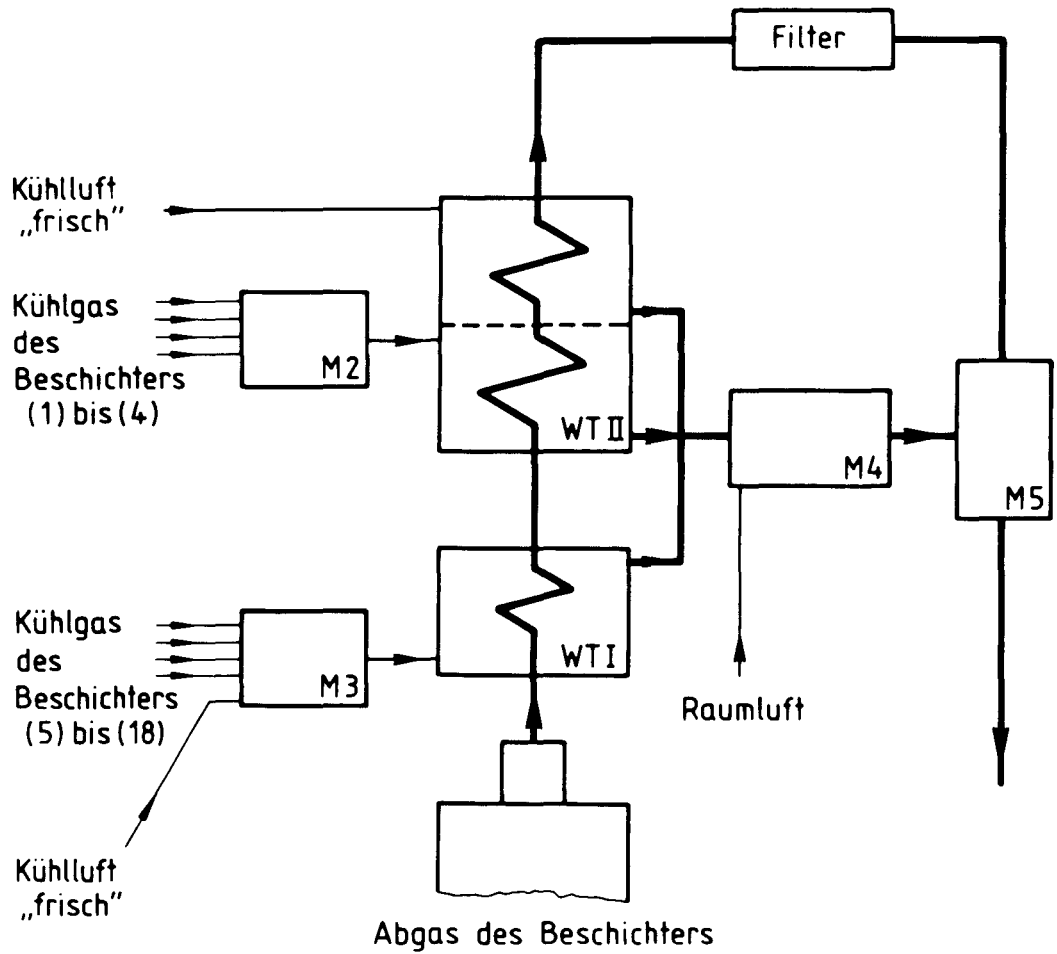


Abb. 3.14: Abgaskühlsystem

fläche von  $0,35 \text{ m}^2$  auf  $1000^\circ\text{C}$  ab, um es ohne wärmetechnische Materialprobleme dem Hauptwärmetauscher zuführen zu können. Als Kühlmedium dient das in der Mischkammer M 3 gesammelte Kühlgas aus den Ofenkühlabschnitten (5) bis (18), dem zuvor  $40 \frac{\text{m}^3}{\text{h}}$  frisches Kühlgas beigemischt worden ist. Die Eintrittsmischungstemperatur des Kühlgases ergibt sich nach:

$$\bar{\theta}_E = \frac{\sum_i \dot{m}_i c_i \theta_i}{\sum_i \dot{m}_i c_i} \quad (51)$$

Der Wärmeübergangskoeffizient des Kühlmediums berechnet sich nach Schack [19] zu:

$$\alpha_{\text{Kühlmedium}} = \left[ 3,55 + 0,2 \frac{\theta_m}{100} - 0,0066 \left( \frac{\theta_m}{100} \right)^2 \frac{v_o^{0,75}}{d_o^{0,75}} \right] \quad (52)$$

mit  $d_o$  = hydraulischer Durchmesser  
 $v_o$  = Gasgeschwindigkeit im Normzustand  
des Mediums  
 $\theta_m$  = mittlere Temperatur längs des  
Wärmetauschers

Der Wärmeübergangskoeffizient des Abgasgemisches berechnet sich zu [20]:

$$\alpha_{\text{Abgas}} = \frac{Nu \lambda_{\text{Gemisch}}}{d}$$

$$\text{mit } Nu = 0,116 (Re^{2/3} - 125) Pr^{1/3} \left[ 1 + \left( \frac{d}{L} \right)^{2/3} \right] \quad (53)$$

$$\text{mit } Re = \frac{v \cdot d \cdot \rho_{\text{Gemisch}}}{\eta_{\text{Gemisch}}}$$

$$\text{und } Pr = \frac{\lambda_{\text{Gemisch}} \cdot C_{p \text{ Gemisch}}}{\lambda_{\text{Gemisch}}}$$

$v$  = Geschwindigkeit des Abgases  
 $d$  = Rohrdurchmesser  
 $L$  = Rohrlänge

Für die Stoffwerte des Abgasgemisches in Abhängigkeit von der Temperatur stehen folgende Bestimmungsgleichungen zur Verfügung:

$$\lambda_{\text{Gemisch}} = \frac{\sum_i p_i \lambda_i \sqrt[3]{M_i}}{\sum_i p_i \sqrt[3]{M_i}} \quad (54)$$

$$\rho_{\text{Gemisch}} = \sum_i \rho_i x_i \quad (55)$$

$$\eta_{\text{Gemisch}} = \frac{\sum_i n_i \sqrt{M_i T_{K_i}}}{\sum_i n_i \sqrt{M_i T_{K_i}}} \quad (56)$$

$$C_{p \text{ Gemisch}} = \frac{\sum_i \dot{m}_i C_{p_i}}{\sum_i \dot{m}_i} \quad (57)$$

mit  $p_i$  = Partialdruck der Komponenten  
 $M_i$  = Molekulargewicht der Komponente  
 $x_i$  = Molenbruch der Komponente  
 $n_i$  = Molanteil der Komponente  
 $T_{K_i}$  = kritische Temperatur  
 $\dot{m}_i$  = Massenstrom der Komponente

Die Stoffwerte der einzelnen Komponenten sind in Abhängigkeit von den jeweils aktuellen Temperaturen einzusetzen.

Der Hauptwärmetauscher WT II - mit den gleichen Berechnungsgrundlagen für die Stoffwerte wie WT I - ist ein Rohrwärmetauscher mit zwei Kammern nach dem Gegenstromprinzip [20]. Das vorgekühlte Abgas wird in der ersten Kammer durch das der Mischkammer M 2 entnommene Kühlgas aus dem Ofenkühlabschnitten 1 bis 4 über eine Austauschfläche von  $1,1 \text{ m}^2$  auf  $320^\circ\text{C}$  heruntergekühlt; in der zweiten Kammer mit einer Austauschfläche von  $1,8 \text{ m}^2$  werden nochmals  $40 \text{ m}^3/\text{h}$  frische Kühlluft eingeleitet, um das Abgas am Austritt des WT II auf eine Temperatur von  $50^\circ\text{C}$  abzukühlen. Damit ist eine ausreichend niedrige Temperatur erreicht, um das Gas dem Filtersystem zuzuführen.

Die erwärmten Kühlgasströme aus den Wärmetauschern WT I und WT II mit einer Mischungstemperatur von ca.  $260^\circ\text{C}$  werden zusammengeführt und in die Mischkammer M 4 eingeblasen und dort mit  $2400 \text{ m}^3$  Raumabluft, die stündlich aus der Ofenhalle abgesaugt werden, vermischt. Diese Mischkammer nach Abbildung 3.15 arbeitet nach einem modifizierten, dem Ofenbau entnommenem Prinzip des "Rückstrom"- und "Drall"-Brenners [21], um aufgrund der beengten räumlichen Gegebenheiten eine möglichst geringe Mischungslänge für das kalte und heiße Gas zu erreichen; das

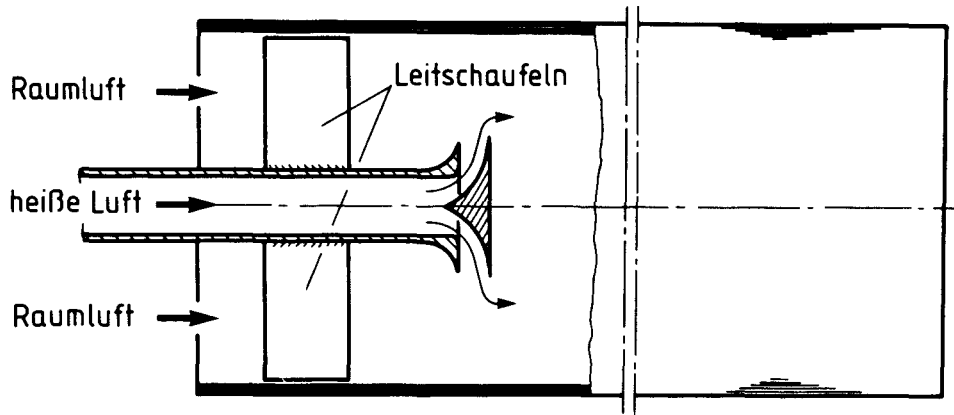


Abb. 3.15: Mischkammer M 4

heiße Gas wird mittig eingeleitet und durch einen "Brennerkopf" radial in den Mischkammerraum geblasen; dem kalten Gas wird vor dem Heißgasaustritt durch Leitschaufeln ein Drall aufgezwungen. Es ergibt sich eine Mischungstemperatur von  $33,0^{\circ}\text{C}$ , die sich nach dem Zusammenführen mit dem Abgas in der Mischkammer M 5 um  $1^{\circ}\text{C}$  erhöht. Damit liegt die Abluft-Abgas-Gemischtemperatur mit  $34,0^{\circ}\text{C}$  ausreichend weit unter der erlaubten Absaugtemperatur von  $70^{\circ}\text{C}$  der Filteranlage des Gebäudes.

Durch die Nutzung der Raumabluft zur Kühlung des Abgases reduziert sich der Kühlluftvolumenstrom auf insgesamt  $240 \frac{\text{m}^3}{\text{h}}$ , der durch einen Kompressor zur Verfügung zu stellen ist.

4.            BESCHREIBUNG DER EINZELNEN KOMPONENTEN DER  
WIRBELBETTBESCHICHTUNGSANLAGE

Basierend auf der Berechnung und Auslegung aus Kapitel 3 ist die in Abbildung 4.1 dargestellte Wirbelbettbeschichtungsanlage mit den notwendigen Nebenaggregaten im Institut für Chemische Technologie in der KFA gebaut worden. Die Abbildung 4.2 zeigt das Anlagenfließbild, für das folgende Bezeichnungen gelten:

- |       |                             |
|-------|-----------------------------|
| 1     | Wirbelbettreaktor           |
| 2     | Vakuumpumpe                 |
| 3     | Gasaußenstation             |
| 4     | Gasstahlflaschen            |
| 5     | Kompressor                  |
| 6     | Wärmetauscher               |
| 7     | Zyklon                      |
| 8     | Verteilerkammer M 1         |
| 9     | Wärmetauscher WT I          |
| 10    | Mischkammer M 2             |
| 11    | Mischkammer M 3             |
| 12    | Wärmetauscher WT II         |
| 13    | Mischkammer M 4             |
| 14    | Sackfilter                  |
| 15    | Absolutfilter               |
| 16    | Wasservorlage               |
| 17    | Laborabluftanlage           |
| 18    | Gasstahlflaschen            |
| 19    | Mischkammer MA              |
| 20    | Abgasleitung                |
| 21-26 | Meß- und Regeleinrichtungen |
| 27    | Eingabebehälter             |
| 28    | Düsenstock                  |
| 29    | Partikel auffangbehälter    |
| 30    | Beschichtungsgasleitung     |
| 31    | Kühlluftleitungen           |
| 32    | Bypass-Leitung              |
| 33    | Notkühlstrecke              |
| 34    | Mischkammer M 5             |
| 35    | Spülgasleitung              |



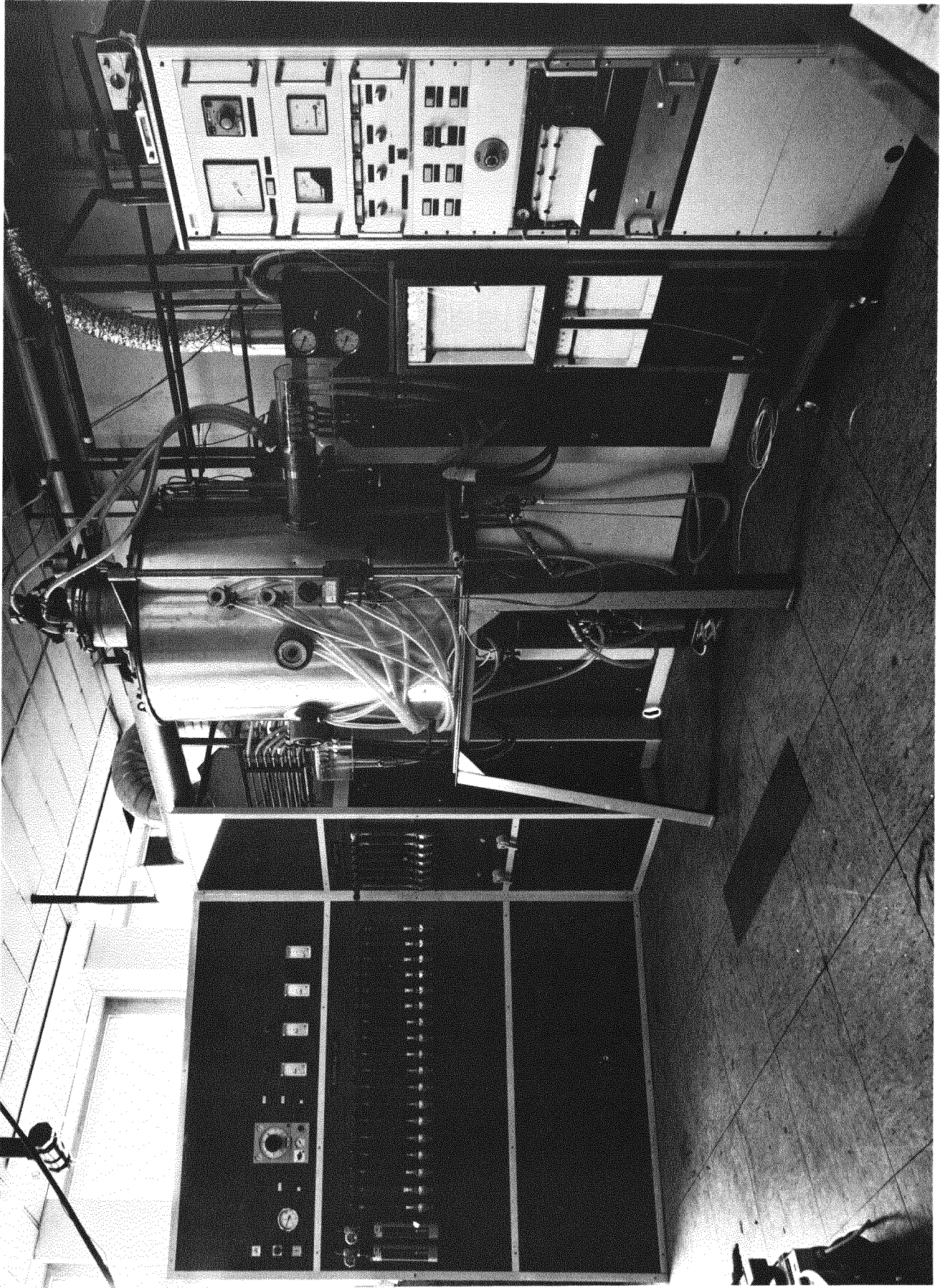


Abb. 4.1: Wirbelbettbeschichtungsanlage zur Beschichtung von HTR-Brennstoffkernen

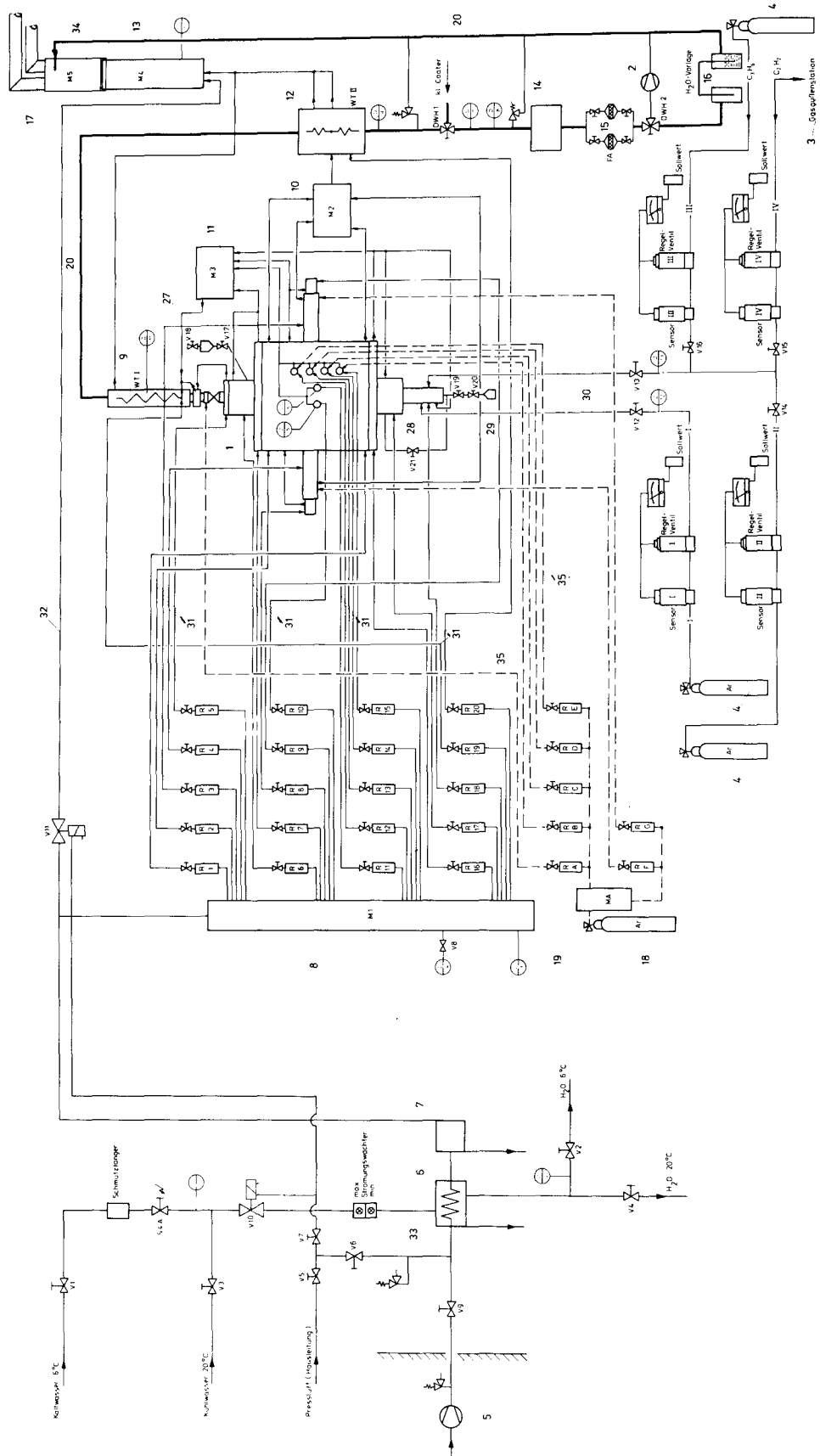


Abb. 4.2: Anlagenfließbild zur luftgekühlten Wirbelbettbeschichtungsanlage

D1, D2, D3, D8, D9, D10, D11 - Temperaturmessung  
D4, D5, D6, D7, D12, D13 - Druckmessung

V1 bis V21 - Stellventile  
R1 bis R20 - Dosierventile der Luftkühlstrecke  
RA bis RG - Dosierventile der Spülgasstrecke

DWH1 - Dreiwegehahn zum Umschalten der Abgasstrecke zwischen  
luftgekühlter und wassergekühlter Beschichtungsanlage

DWH2 - Dreiwegehahn zum Umschalten der Abgasstrecke auf die  
Vakuumpumpe

Eine ausführlichere Beschreibung zu den einzelnen Bezeichnungen  
ist der Betriebsanweisung der luftgekühlten Wirbelbettbe-  
schichtungsanlage [22] zu entnehmen.

#### 4.1 Wirbelbettreaktor

Der Wirbelbettreaktor ist in der Abbildung 4.5 als Zusammen-  
stellungszeichnung und in den Abbildungen 4.3 und 4.4 im Foto  
dargestellt; die im folgenden Kapitel in runde Klammern gesetzte  
Zahlen beziehen sich ausschließlich auf diese drei Abbildungen.

Durch das Doppelmantelgefäß (1) mit 950 mm Durchmesser und einer  
Bauhöhe von 1240 mm wird nach dem Gegenstromprinzip Kühlluft  
geleitet. Der ebenfalls mit Kühlkanälen ausgestattete Ofen-  
boden (2) und der Ofendeckel (3) schließen das Gefäß ab. Das  
zentrisch eingebaute Reaktionsrohr (4) aus Graphit nimmt das  
Wirbelgut auf, das über den Partikeleingabebehälter (14) einge-  
füllt wird. Um Wartungs- und Reparaturarbeiten - z. B. Austausch  
des Konus - einfach und gegebenenfalls fernbedienbar durch-  
führen zu können, ist der Ofenuntersatz (11) mit dem sich ab-  
stützenden Ofeninnern absenkbar. Konzentrisch um das Reaktions-  
rohr (4) ist das mäanderförmige Heizelement (5) an den beiden  
Stromzuführungen (6) aufgehängt.

Die graphitischen Stromzuführungen sind seitlich durch das Ofen-  
gehäuse geführt und mit eigenen Kühlkanälen ausgestattet. Der  
Raum zwischen dem Reaktionsrohr (4) bzw. dem das Heizelement

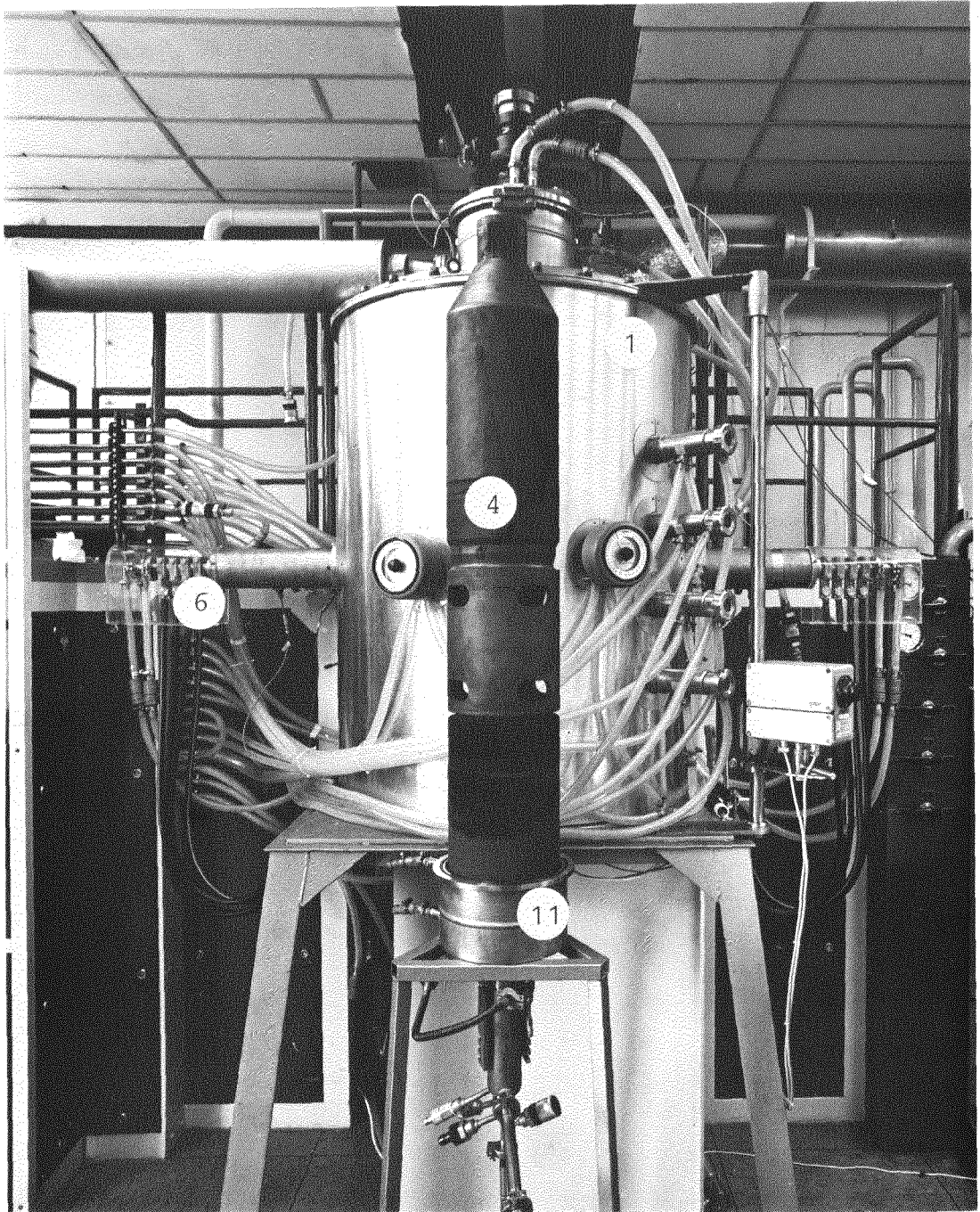


Abb. 4.3: Wirbelbettreaktor mit ausgebautem Reaktionsrohr

schützenden Stützrohr (7) und dem Außenmantel (1) ist mit Graphitfilz (8) und Graphitwolle (9) als Isoliermaterial aufgefüllt. Das Träger- und Beschichtungsgas wird durch den Düsenstock (10) in den Konus des Reaktionsrohres eingeblasen. Der Düsenstock wird im Ofenuntersatz gehalten und kann zum Wechseln der Düse bzw. zum Abziehen der Partikeln (siehe Kap. 5.2) nach unten



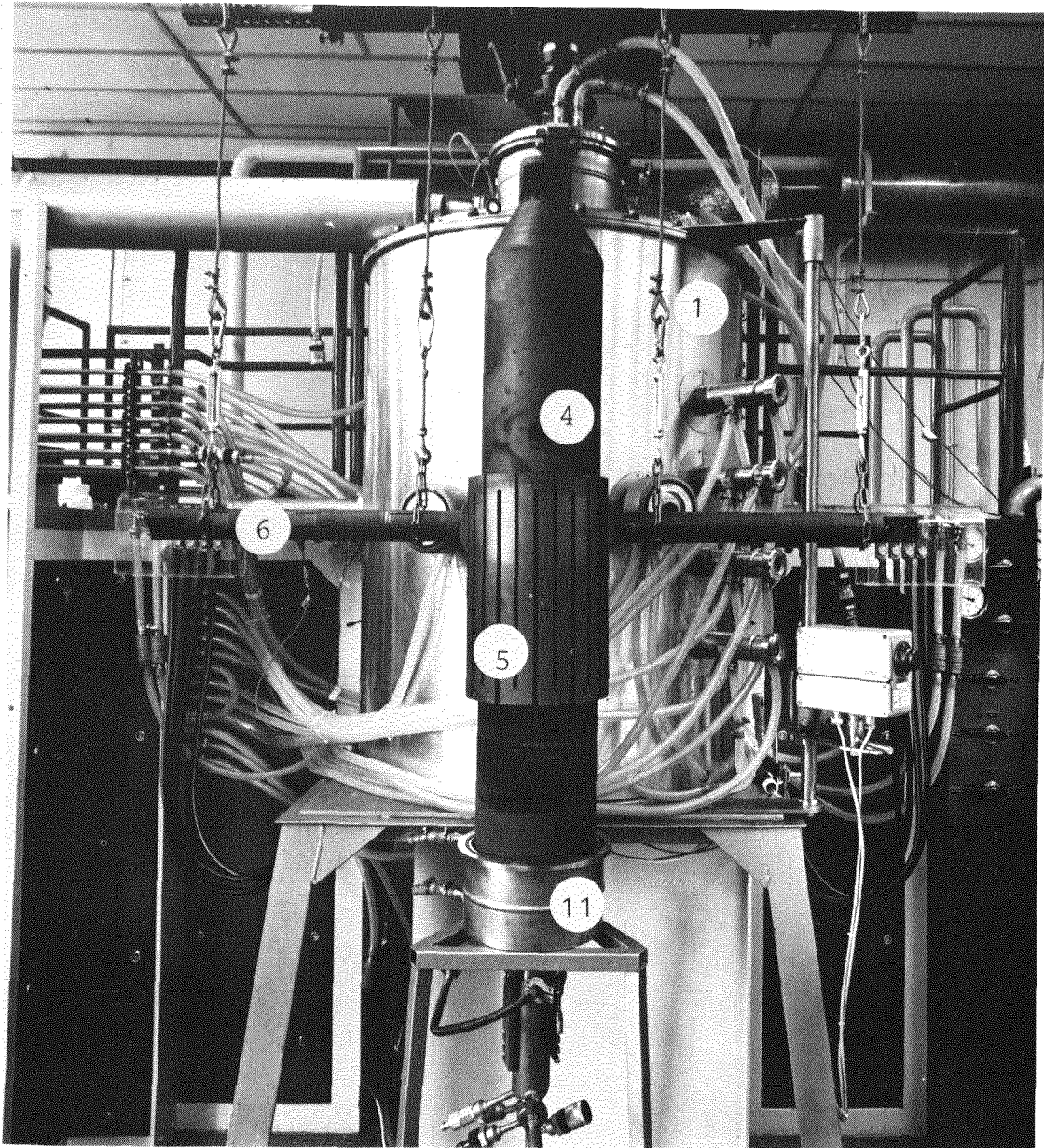


Abb. 4.4: Wirbelbettreaktor mit ausgebautem Reaktionsrohr und Heizelement mit Stromzuführungen

abgesenkt werden. Die beschichteten Partikeln fallen dann durch den Düsenstock in den Auffangbehälter (15). Das bei der thermischen Zersetzung entstehende Abgas wird durch den Ofenaufsatz (12) dem ersten Wärmetauscher WT I zugeführt. Ofenaufsatz, Ofenuntersatz und Düsenstock verfügen je über eine eigene Luftkühlung. Vier Schaugläser (13), die zum Fernhalten des Rußes mit Argon gespült werden, ermöglichen die pyrooptische Temperaturmessung des Reaktionsrohres und des Heizelementes. Die Tem-

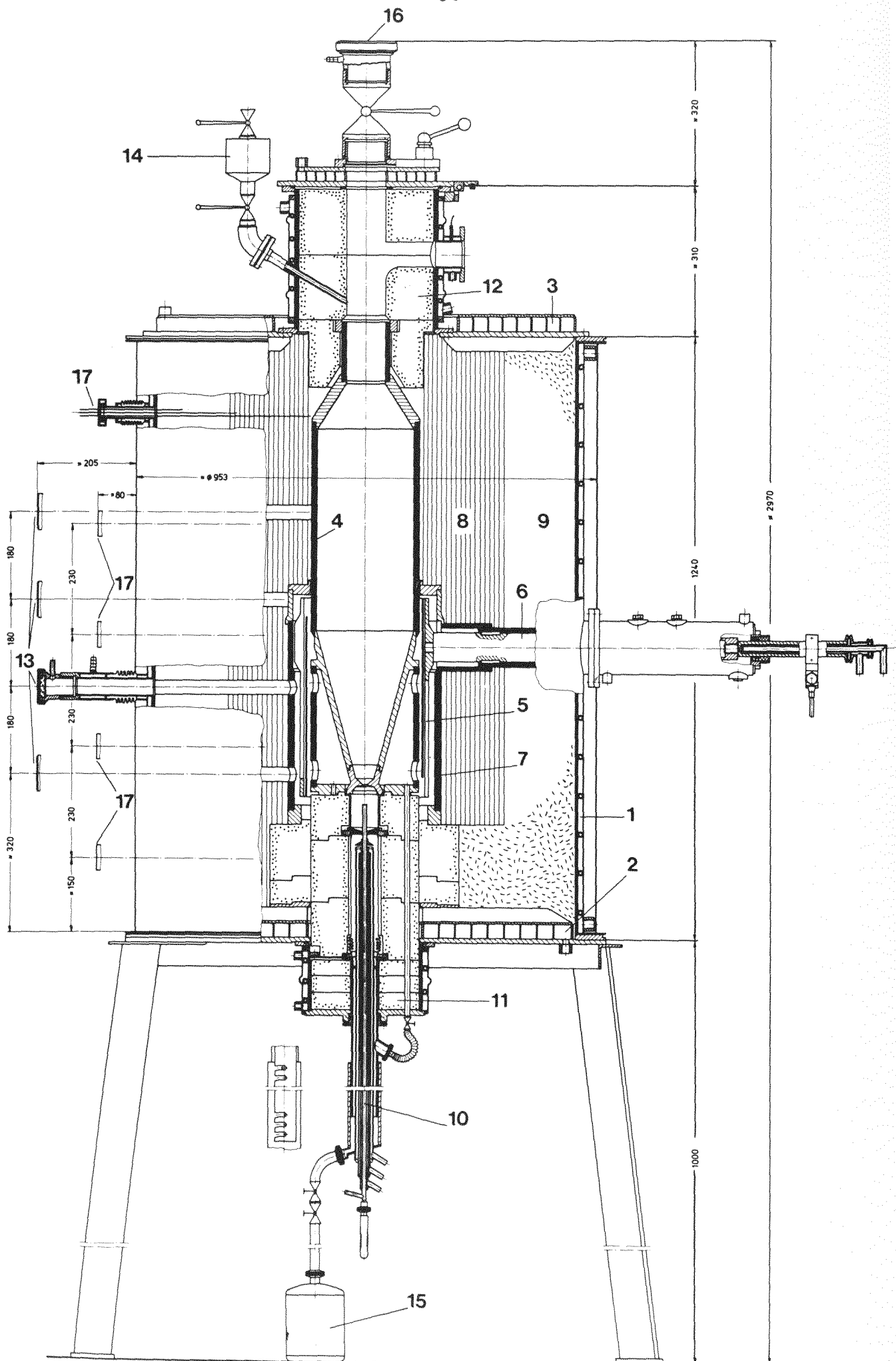


Abb. 4.5: Luftgekühlter Wirbelbettreaktor zum Beschichten von HTR-Brennelementen

peratur des Reaktionsrohres als Referenztemperatur des Wirbelbettes wird in seinem unteren Teil durch die Schlitze des Heizelementes gemessen. Als Meßgerät dient ein Pyrradio, das den Ist-Wert für die Heizungsregelung liefert, die auf den Stellmotor des Transformators wirkt; ferner ist in die Regelung ein Temperatur- und Strombegrenzer integriert, der eine Überhitzung des Beschichters verhindert. Der Transformator, eine Einphasen-Stellkombination, galvanisch vom Netz getrennt - liefert sekundär einen Strom  $I = 600 \text{ A}$  und eine Spannung  $U = 0 \text{ bis } 80 \text{ V}$ . Er wird über einen eigenen Stromkreis mit den entsprechenden Sicherungen versorgt. Das Schauglas auf dem Ofenaufsatz (16) erlaubt eine optische Kontrolle und eine zusätzliche pyrooptische Messung der Wirbelbettemperatur; ferner wird das Temperaturprofil in der Isolierung des Ofens durch Thermoelemente (17) erfaßt. Eine Bühne und eine Krananlage erleichtern die Montage und Wartung des Wirbelbettreaktors.

#### 4.2        Nebenaggregate

Die in runde Klammern gesetzte Zahlen in Kapitel 4.2 beziehen sich auf Abbildung 4.1 und 4.2.

Zur Kühlung der Ofenanlage und der Abgasstrecke ist ein Rotationsverdichter (5) installiert mit einem Fördervolumen von  $250 \text{ m}^3/\text{h}$  Luft bei einem Überdruck von 2 bar. Die beim Komprimieren erwärmte Luft wird in einem Wärmetauscher (6) auf die für die Anlage zugrunde gelegte Kühllufttemperatur von  $20^\circ\text{C}$  heruntergekühlt. Als Kühlmedium für den Wärmetauscher dient Wasser aus einem speziellen  $6^\circ\text{C}$ -Kaltwasserkreislauf der KFA, dessen Volumenstrom in Abhängigkeit der Kühllufttemperatur geregelt wird. Bei einem Einbau der Anlage in eine Heiße Zelle müßte dieser Wärmetauscher aus den vorher beschriebenen Kritikalitätsgründen entweder durch einen Gas-Gas-Wärmetauscher ersetzt werden oder aber ein Wasser-Gas-Wärmetauscher außerhalb der Zelle installiert werden, für den sichergestellt werden muß, daß bei einer Leckage kein Kühlwasser über die Kühlluftleitungen in den Beschichter oder die Abgasstrecke gelangen kann. Aus dem Wärmetauscher strömt die Kühlluft über einen Zyklon (7), der

zur Abscheidung der Aerosole dient, in die Mischkammer M 1 (8). Hier wird das Kühlgas auf die einzelnen Kühlabschnitte - R1 bis R18 für den Ofen und R19 und R20 für die Wärmetauscher WT I (9) und WT II (12) - aufgeteilt. Der Kühlluftdurchsatz wird durch Schwebekörperdurchflußmesser gesteuert; aus diesem Grund ist eine Druckregelung vorgeschaltet, die in der Verteilerkammer in Abhängigkeit vom Kühlgasvolumenstrom einen konstanten Druck von 1 bar Überdruck einstellt. Die überschüssige Kühlluft wird über eine Bypass-Leitung (32) dem Abluftsystem des Gebäudes (17) zugeführt. Bei einem Ausfall des Kompressors durch einen technischen Defekt ist eine Notversorgung der Anlage mit Kühlluft durch eine gebäudeeigene Preßluftleitung (33) gewährleistet; bei Ausfall des 6°C-Kaltwasserkreislaufs kann ein hauseigener Kühlwasserkreislauf für den Wärmetauscher (6) zugeschaltet werden.

Die Bereitstellung des Träger- und Beschichtungsgases erfolgt durch Gasstahlflaschen (4); eine im Bau befindliche Gasaußenstation (3) für Äthin konnte für die erste Erprobung der Anlage noch nicht in Betrieb genommen werden. Die Regelung der Gasvolumenströme erfolgt druckunabhängig bis zu folgenden maximalen Durchsätzen:

Argon (Ringstrahl)	10 Nm <sup>3</sup> /h
Argon (Zentralstrahl)	5 Nm <sup>3</sup> /h
Äthin (Zentralstrahl)	5 Nm <sup>3</sup> /h
Propen (Zentralstrahl)	5 Nm <sup>3</sup> /h

Die Meß- und Regeleinrichtungen der Gasversorgung sind an ein anlagenunabhängiges Stromnetz angeschlossen. Bei einem Ausfall dieses Netzes wird der Zeitraum bis zum Anlaufen eines Notstromaggregates durch eine ständig angeschlossene Batterie für die Regelung des Argonringstrahles automatisch überbrückt. Dieser Aufwand ist an dieser Stelle unerlässlich, da bei einem störfallbedingten Versagen der Argonregelung die heißen Partikeln durch die Anströmeinheit und damit in den Düsenstock fallen würden und diesen zerstören könnten.

Die Abgasstrecke besteht aus den in Kapitel 3.3.7 berechneten und beschriebenen Wärmetauschern WT I (9) und WT II (12), den Mischkammern M 2 (10), M 3 (11), M 4 (13) und M 5 (34) und einem



zwischengeschalteten Filtersystem. Das Filtersystem ist aus einer vorhandenen Beschichtungsanlage übernommen; so gelangt das im Wärmetauscher WT II auf mindestens 50°C heruntergekühlte Abgas in einen Vorfilter - Sackfilter (14) -, in dem der Ruß und der Partikelbruch zurückgehalten wird. Die beiden sich daran anschließenden parallelgeschalteten Absolutfilter (15) reinigen das Abgas von eventuell mitgeführtem uran- oder thoriumhaltigen Staub; von hier aus strömt das Abgas durch eine Wasservorlage (16) in die Mischkammer M 5 (34) und weiter in die Filteranlage (17) des Gebäudes.

In die Abgasstrecke ist parallel zur Wasservorlage eine Vakuumpumpe (2) mit einem Saugvolumen von 40 m<sup>3</sup>/h eingebaut, um den Beschichter und die Abgasstrecke vor der Inbetriebnahme bis auf einen Druck  $\leq$  10 mbar zu evakuieren; es ist so möglich eine Dichtigkeitsprüfung durchzuführen und eine ausreichend sauerstoffarme Atmosphäre herzustellen.

Das Fluten der Anlage mit Argon erfolgt über die Spülgasstrecke (35). Diese besteht aus einer Argon-Stahlflaschenbatterie (4), der Mischkammer MA (19) und den Dosierventilen RA bis RG. Während des Beschichtungsbetriebs werden über diese Spülgasstrecke die Schaugläser des Ofens und die Stromzuführungen mit Argon versorgt.

Zur Überwachung der einzelnen Komponenten der Anlage sind an verschiedenen wichtigen Stellen Temperaturfühler und Druckmeßgeräte installiert:

#### 1. Kühlkreislauf

D1	Vorlauftemperatur des 6°C-Kaltwasserkreislaufs
D2	Rücklauftemperatur des 6°C-Kaltwasserkreislaufs
D3	Kühllufttemperatur
D4	Kühlluftdruck in der Verteilerkammer M 1
D11	Kühllufttemperatur am Austritt des Wärmetauschers WT I

#### 2. Wirbelbettreaktor

D5, D6	Vakuummeter
D7	Ofendruck
D12	Druck in der Argon-Ringstrahlleitung

D13        Druck in der Zentralstrahlleitung

und zusätzlich sieben Temperaturmeßstellen an kritischen Stellen

### 3. Abgasstrecke

D8, D9    Abgastemperatur am Austritt des Wärme-  
          tauschers WT II

D10       Ablufttemperatur in der Mischkammer M 4

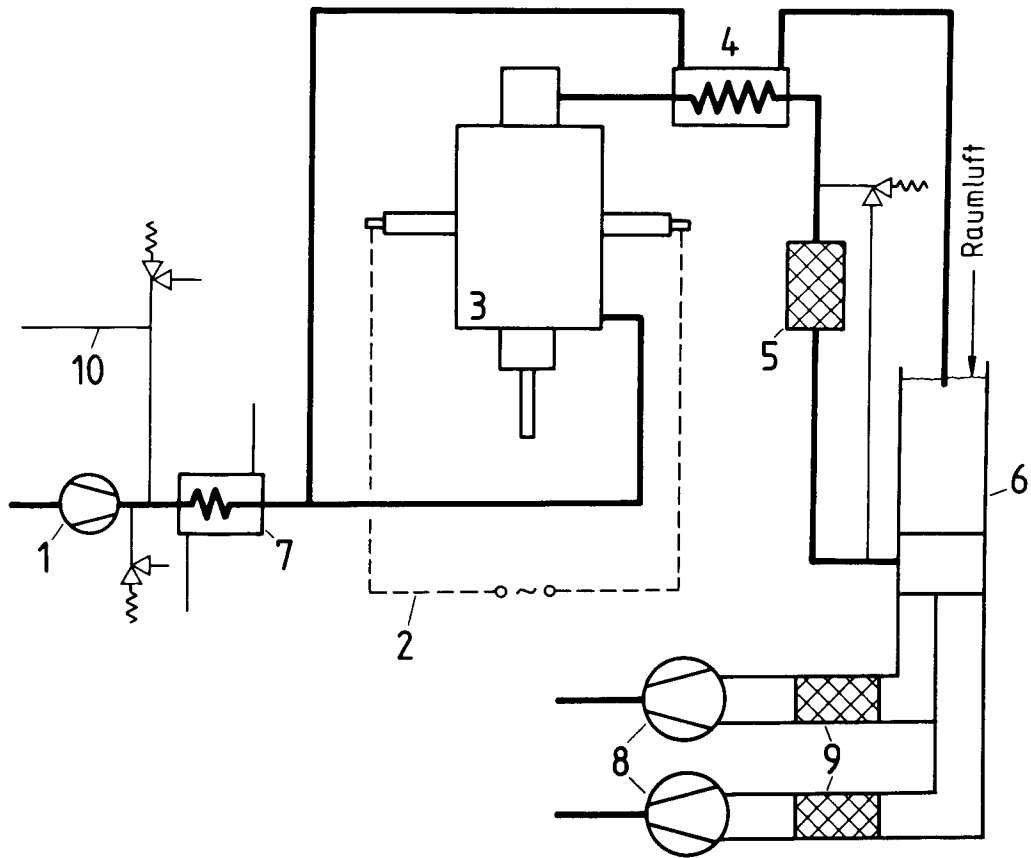
## 4.3        Funktionsprüfung der Anlage

### 4.3.1      Störfallbetrachtung

Bei einem Störfall während des Betriebs der Wirbelbettbeschichtungsanlage könnte durch freiwerdende Radioaktivität eine Gefahr für das Bedienungspersonal und darüber hinaus für andere Personen im Hause entstehen; eine solche Gefährdung ist jedoch nur bei Versagen oder Zerstörung einzelner Bauteile oder Komponenten der Anlage zu erwarten. Im folgenden sollen exemplarisch aus der Vielzahl der theoretischen Ausfälle [22] einige realistische Störfälle, die zu erwartenden Folgen und die in der Auslegung berücksichtigten Sicherheitsmaßnahmen angesprochen werden. Hierzu zeigt Abbildung 4.6 ein vereinfachtes Anlagenschaubild mit den entsprechenden Komponenten.

#### 1. Stromausfall

Bei einem Stromausfall im Netz des Gebäudes schalten sich die Heizung, der Kühlgaskompressor und die dazu gehörenden Regelkreise ab; dies wird durch akustische und optische Warnsignale angezeigt. Als Folge des Störfalls wäre nach einiger Zeit keine ausreichende Zersetzung des Beschichtungsgases mehr gewährleistet und damit verbunden eine nicht erwünschte Beschichtungsqualität der Brennstoffkerne; darüber hinaus wäre durch den Kompressorausfall eine Überhitzung und damit eine Zerstörung des Ofens und der gesamten Abgasstrecke mit den Wärmetauschern und dem Filtersystem zu erwarten. Um dem vorzubeugen, sind folgende Sicherheitsmaßnahmen für den Stromausfall getroffen



- 1 - Kühlluftkompressor
- 2 - Heizungskreis
- 3 - Beschichter
- 4 - Wärmetauscher WT I und WT II
- 5 - Filtersystem
- 6 - Mischkammern M 4 und M 5
- 7 - Kühlluftwärmetauscher
- 8 - Saugkompressoren der Abluftanlage
- 9 - Filter der Abluftanlage
- 10 - Notkühlluftstrecke

Abb. 4.6: Vereinfachtes Anlagenfließbild

worden:

- das Beschichtungsgas wird automatisch abgeschaltet,
- die Notkühlluftstrecke wird geöffnet,
- das Stellventil im Bypass der Kühlluft schließt automatisch, so daß die gesamte Notkühlluft der Anlage zur Verfügung steht,
- das Stellventil in der Kaltwasserversorgung öffnet sich ganz, so daß die Kühlluft im Wärmetauscher (7) auf die möglichst niedrigste Temperatur abgekühlt wird,
- das Trägergas strömt aufgrund der Notstromschaltung (siehe Kapitel 4.2) weiter und verhindert das Durchfallen der Partikeln oder Brennstoffkerne in den Düsenstock,
- bei Wiederkehr der Stromversorgung müssen alle Funktionen durch Handschaltungen erneut in Betrieb genommen werden, damit die Anlage nicht in einen unkontrollierten Zustand gerät,
- die Anlage kann dann ohne Beschädigung abgefahren werden, da alle Anzeigegeräte für Druck- bzw. Temperaturüberwachung entweder durch ein Notstromnetz versorgt werden oder netzunabhängig messen.

## 2. Druckerhöhung in der Anlage

Eine unzulässige Druckerhöhung in den verschiedenen Anlagenteilen kann sich einstellen, wenn durch Bedienungsfehler Ventile zur falschen Zeit geschlossen werden, Filter sich aufgrund einer zu hohen Beaufschlagung durch Ruß zusetzen oder die Anströmeinheit durch unerwartete Pyrokohlenstoffaufwachungen kein Träger- oder Beschichtungsgas mehr durchströmen läßt. Bei Überschreiten des bei der Auslegung zugrunde gelegten Grenzdruckes können einzelne Bauteile ausfallen oder zerstört werden.

Als Druckabsicherung ist im Kompressorkühlluftkreislauf und in dem Notkühlluftkreislauf jeweils ein Sicherheitsventil eingebaut, das auf einen Grenzdruck von 2 bar Überdruck entsprechend der Auslegung der Bauteile eingestellt ist und die überschüssige

Luft in das Labor abbläst. In der Abgasstrecke, wo das Gas gegen den Unterdruck in der Abluftanlage abgeleitet wird, ist vor der Filteranlage ein Sicherheitsventil mit einem Grenzdruck von 0,2 bar Überdruck installiert; das abgeblasene Abgas wird hier unter Umgehung der Filter wieder in die Abgasstrecke eingeleitet.

### 3. Ausfall der Raumabluftanlage

Bei einer zu hohen Beladung der beiden Raumabluftfilter (9) wird weniger - im Extremfall keine - Raumluft aus dem Labor abgesaugt. Dies bedeutet, daß in der Mischkammer M 4 (6) zum Abkühlen der erwärmten Kühlluft aus dem Beschichter und dem Wärmetauscher (4) zu wenig oder keine Luft vorliegt. Damit wäre eine Überhitzung der auf 70°C Grenztemperatur ausgelegten Abluftanlage möglich. Da auch das Abgas in der Mischkammer M 5 (6) nicht mehr mit einer ausreichenden Luftmenge verdünnt wird, könnte ein explosives Wasserstoff-Luftgemisch entstehen. Die Explosionsgrenze dieses Gemisches liegt bei 2 %.

Um gezielte Sicherheitsmaßnahmen ergreifen zu können, ist für jeden einzelnen Abluftkanal eine Differenzdruckmeßeinrichtung installiert, die den Druckabfall im Filter mißt und zunächst bei zunehmender Filterbeladung die Saugleistung der Kompressoren erhöht. Bei Erreichen der Grenzleistung eines Kompressors spricht ein optisches Warnsignal auf der Schalttafel des Beschichters an. Fällt der Druck trotz maximaler Saugleistung weiter ab, so wird dies optisch und akustisch gemeldet und die Ofenheizung und die Beschichtungsgaszufuhr über eine NOT-AUS-Schaltung automatisch unterbrochen. Damit wird der Anlage keine weitere Wärme zugeführt und in die Abluftanlage kein weiterer Wasserstoff mehr eingeblasen, so daß eine Explosion ausgeschlossen ist. Das sich im Ofen noch erwärmende Kühlgas kann - falls notwendig bei Zuschalten der Notkühlluftstrecke (10) über die zusätzliche Kühlluft durch die Bypassleitung in die Mischkammer M 4 (6) gelangt - abgekühlt und über einen einzigen Abluftkanal abgeführt werden. Zwischenzeitlich ist im anderen Abluftkanal ein Filterwechsel vorzunehmen.

Bei Ausfall nur eines Absaugkompressors durch einen technischen Defekt reicht die Saugleistung von  $1200 \frac{\text{m}^3}{\text{h}}$  des anderen Abluft-

kanals, um die Anlage gefahrlos abzufahren, da einerseits nur eine Abgas-Luft-Mischungstemperatur von ca. 62°C maximal erreicht wird und andererseits die Explosionsgrenze von 2 % deutlich unterschritten wird.

Bei Ausfall beider Absaugkompressoren ist neben dem Beschichtungsgas auch die Kühlluft abzuschalten und der Trägergasdurchsatz auf ein Minimum (je nach Anströmeinheit:  $\dot{V}_{Ar} < 0,6 \frac{m^3}{h}$ ) zu reduzieren, so daß gerade keine Partikeln in den Düsenstock durchfallen. Temperaturkritische Stellen oder Bauteile des Ofens können dann in Zeitintervallen minimal mit Argon gespült oder über die Notkühlstrecke mit Luft gekühlt werden, wobei das so erwärmte Argon-Luft-Gemisch aus der Mischkammer M 4 in das Labor einströmt.

Ein Stromausfall wirkt sich auf die Funktion der Abluftanlage nicht aus, da eine Umschaltung auf die gebäudeeigene Notstromversorgung vorgenommen worden ist.

#### 4.3.2 ----- Abnahme- und Funktionsprüfung

Aufgrund der Änderungsanzeige 2/79-ICT der Kernforschungsanlage Jülich erfolgte vor der Inbetriebnahme und Erprobung der Wirbelbettbeschichtungsanlage eine Abnahme- und Funktionsprüfung durch den Technischen Überwachungsverein, Rheinland EV, Fachbereich Kerntechnik. Geprüft und genehmigt wurden:

- Änderung der Lüftungstechnischen Einrichtungen,
- Funktion der Wirbelbettbeschichtungsanlage bei Vorlage der detaillierten Bedienungsanleitung [22],
- Filteranlage,
- Sicherheitsmaßnahmen bei Druckerhöhung,
- Sicherheitsmaßnahmen bei Stromausfall,
- Sicherheitsmaßnahmen bei Temperaturerhöhung,
- Verhalten bei Störfällen verschiedenster Art.

## 5. BE- UND ENTLADEN DES BESCHICHTERS

### 5.1 Beladen des Beschichters

Das Beladen des Wirbelbettreaktors bei hohen Temperaturen bis hin zur Beschichtungstemperatur erfolgt über den Partikeleingabebehälter am Kopf des Ofens. Der Trägergasvolumenstrom wird je nach Art der Brennstoffkerne so eingestellt, daß die Trägergasgeschwindigkeit in der Blendenöffnung des Konus größer ist als die Balancegeschwindigkeit der Kerne. Als günstig hat sich bei Kaltversuchen erwiesen, das Trägergas aus dem Ringkanal- und Zentralkanalstrom zu mischen. Es können so ebenfalls keine Partikeln in den Zentralkanal fallen. Kerne, die aufgrund eines großen tangentialen Impulses den Trägergasstrom im unteren Bereich des Konus unterschneiden und dadurch auf die poröse Platte der Anströmeinheit fallen, werden durch den Ringkanalstrom wieder in das Reaktionsrohr zurückgeblasen. Bei zu großem Trägergasvolumenstrom werden einzelne Brennstoffkerne in die Abgasstrecke geblasen.

### 5.2 Entladen des Beschichters

Das Entladen des Beschichters bei hohen Temperaturen konnte durch auftretende Verfahrens- und Werkstoffprobleme erst nach Vorversuchen und Modifizierung des Düsenstockes zufriedenstellend gelöst werden.

Basierend auf der im ICT der KFA entwickelten [5] und gebauten Anströmeinheit war nach Abbildung 5.1 folgender Ablauf beim Abziehen der Partikeln vorgesehen:

Die beschichteten Brennstoffkerne werden beim Entladen des Reaktionsrohres (8) durch den Düsenstock (1) über eine Partikelweiche (2) in den mit Argon gespülten Auffangbehälter (7) eingeleitet. Dazu wird nach abgeschlossenem Beschichtungsvorgang der Düsenstock (1) so weit abgesenkt, daß die Bohrung in der porösen Platte (9), die während des Beschichtungsvorgangs durch die Düse (10) verschlossen ist, freigegeben wird. Schließt man den Gasvolumenstrom durch den Ringkanal (11) völlig und reduziert den

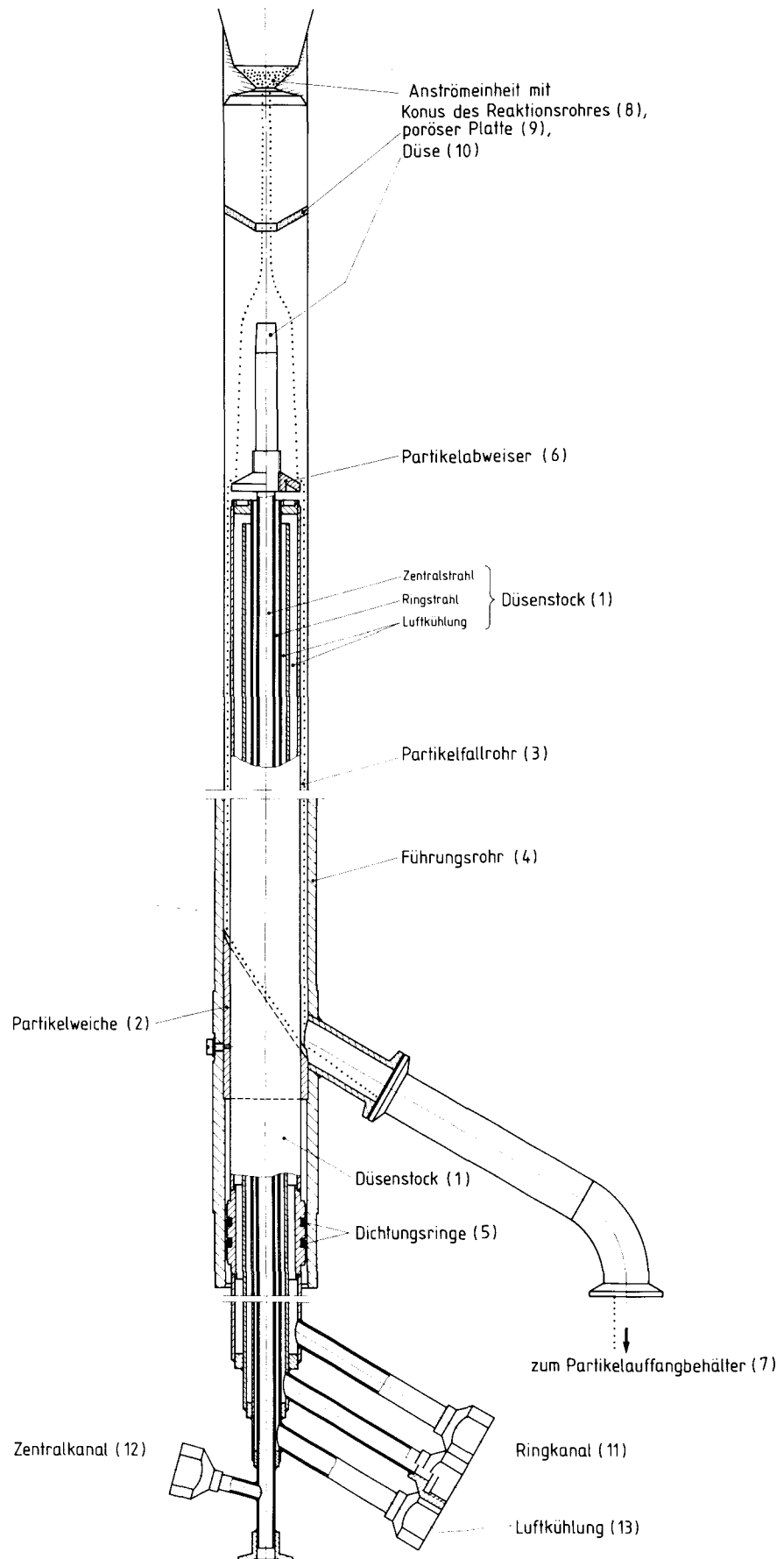


Abb. 5.1: Entladen des Beschichters mit Partikelweiche, Düsenstock abgesenkt



Gasdurchsatz durch den Zentralkanal (12) gerade soweit, daß ein Eintreten der Partikeln in den Zentralkanal unmöglich ist, so fallen die beschichteten Brennstoffkerne durch die Schwerkraft in das Partikelfallrohr (3). Dieses wird durch das Führungsrohr (4) des Düsenstockes und den darin zentrierten Düsenstock (1) gebildet. Der Partikelabweiser (6) oberhalb des Ringstrahlaustritts verhindert, daß Partikeln in den Ringkanal (11) gelangen bzw. sich in der schweißtechnisch bedingten Nut des Kühlrohrdeckels ansammeln. Das Partikelfallrohr (3) wird unten durch die Partikelweiche (2) abgeschlossen, durch die die beschichteten Brennstoffkerne umgelenkt und dem Auffangbehälter zugeführt werden. Aufgrund des vorgegebenen Werkstoffes für die Partikelweiche - Teflon mit einer Temperaturbeständigkeit von maximal  $240^{\circ}\text{C}$  - ist ein Entladen des Beschichters bei höheren Temperaturen unmöglich.

Im Rahmen der Erprobung der einzelnen Komponenten der Wirbelbettbeschichtungsanlage (siehe Kapitel 6) wurden Vorversuche mit Modellpartikeln aus Aluminiumoxid bei Raumtemperatur außerhalb des Ofens durchgeführt. Hierbei zeigte sich, daß beim Absenken und Hochschieben des Düsenstockes (1) der feine Abrieb der Modellpartikeln und auftretender Partikelbruch zu einem Festfressen des Düsenstockes (1) im Bereich der Partikelweiche (2) und der darunter eingebauten Dichtungsringe (5) führten. Der Partikelabrieb kann stellvertretend für den im Beschichtungsbetrieb auftretenden Ruß gesetzt werden.

Ein Auswechseln der mechanisch wenig festen PTFE-Partikelweiche (2) gegen eine hochtemperaturfeste Weiche aus hartem Graphit ergab nach mehreren Entladungsversuchen das gleiche negative Ergebnis.

Die Abbildungen 5.2 und 5.3 zeigen eine neue Abzugsvorrichtung für das Entladen der Brennstoffkerne oder Partikeln bei hohen Temperaturen (zum Patent angemeldet). Hier wird auf die Partikelweiche, die gleichzeitig als Führung beim Auf- und Abbewegen des Düsenstockes (1) diente, verzichtet. Stattdessen wird im unteren Bereich des Düsenstockes (1) ein neues Partikelfallrohr (16) eingebaut, durch das die Partikeln über eine eingeschweißte metallene Ablaufplatte (15) in den mit Argon ge-

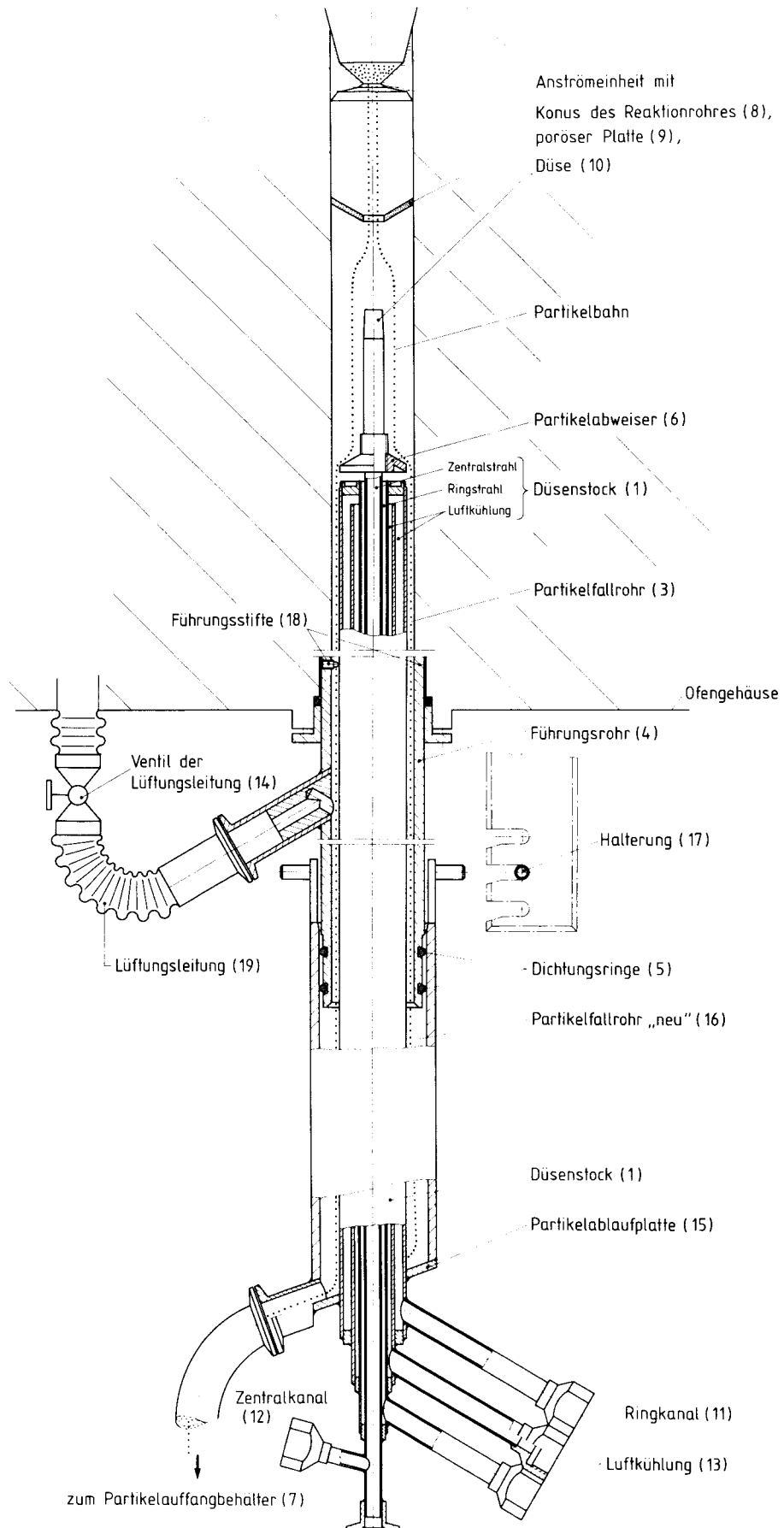


Abb. 5.2: Abzugsvorrichtung zum Entladen des Beschichters bei hohen Temperaturen

spülten Auffangbehälter (7) eingeleitet werden; die Partikelablaufplatte (15) hat zum Ableiten der Partikeln eine ausreichende Neigung. Die Dicht- und Führungsringe (5) werden aus der Partikelfallbahn heraus nach außen verlegt und zwischen Führungsrohr (4) und neuem Partikelfallrohr (15) angebracht. Bei dieser Konstruktion ist eine tragende Verbindung zwischen dem Düsenstock (1) und dem Auffangbehälter (7) notwendig, da der Partikel auffangbehälter - im Gegensatz zur früheren Abzugsvorrichtung - das axiale Verschieben des Düsenstockes beim Absenken und Hochfahren mitvollziehen muß. Zur Zentrierung des Düsenstockes sind nach Wegfall der Partikelweiche drei Führungsstifte angebracht. Diese Führungsstifte sind Gewindestifte, die ein Justieren des Düsenstockes im Führungsrohr exakt ermöglichen. Der Entladevorgang des Beschichters ist analog zu der alten Abzugsvorrichtung durchzuführen.

Vorversuche außerhalb des Ofens mit unterschiedlichen Modellpartikeln -  $\text{Al}_2\text{O}_3$  mit 200  $\mu\text{m}$  Durchmesser und Ionenaustauscherkugeln mit 300  $\mu\text{m}$  bis 500  $\mu\text{m}$  Durchmesser - ergaben bei simulierten Entladungen einen Partikelaustrag zwischen 98,35 % und 99,96 %.

Nicht ausgetragene Partikeln blieben auf der porösen Platte, auf dem Kühlrohrdeckel oder in den Absperrventilen des Auffangbehälters liegen; einzelne Partikeln fielen trotz ausreichendem Zentralgasdurchsatz in den Sichtungsbehälter des Zentralkanals.

Vorversuche mit den selben Modellpartikeln bei Raumtemperatur im geschlossenen Beschichter ergaben erst gleich gute Austragergebnisse nach dem Einbau einer Druckausgleichsleitung (13) zwischen dem Partikelfallrohr (15) und dem Ofenraum oberhalb des Konus des Reaktionsrohres. Da der Querschnitt der Zentraldüse (10) größer ist als die Bohrung in der Blendenöffnung des Konus (8), baut sich durch den Argon-Zentralstrahl in der Anströmeinheit zwischen Düse (10) und Konus (8) ein höherer Druck auf als im Reaktionsrohr; damit verhindert der Zentralstrahl, der das Eintreten der Partikeln in den Zentralkanal (12) unterbinden soll, ebenfalls das Durchfallen der Partikeln durch die Blendenöffnung des Reaktionsrohres (8); die Geschwindigkeit des Gasvolumenstromes durch die Blendenöffnung des Konus ist nämlich größer als die Balancegeschwindigkeit der Partikeln an der

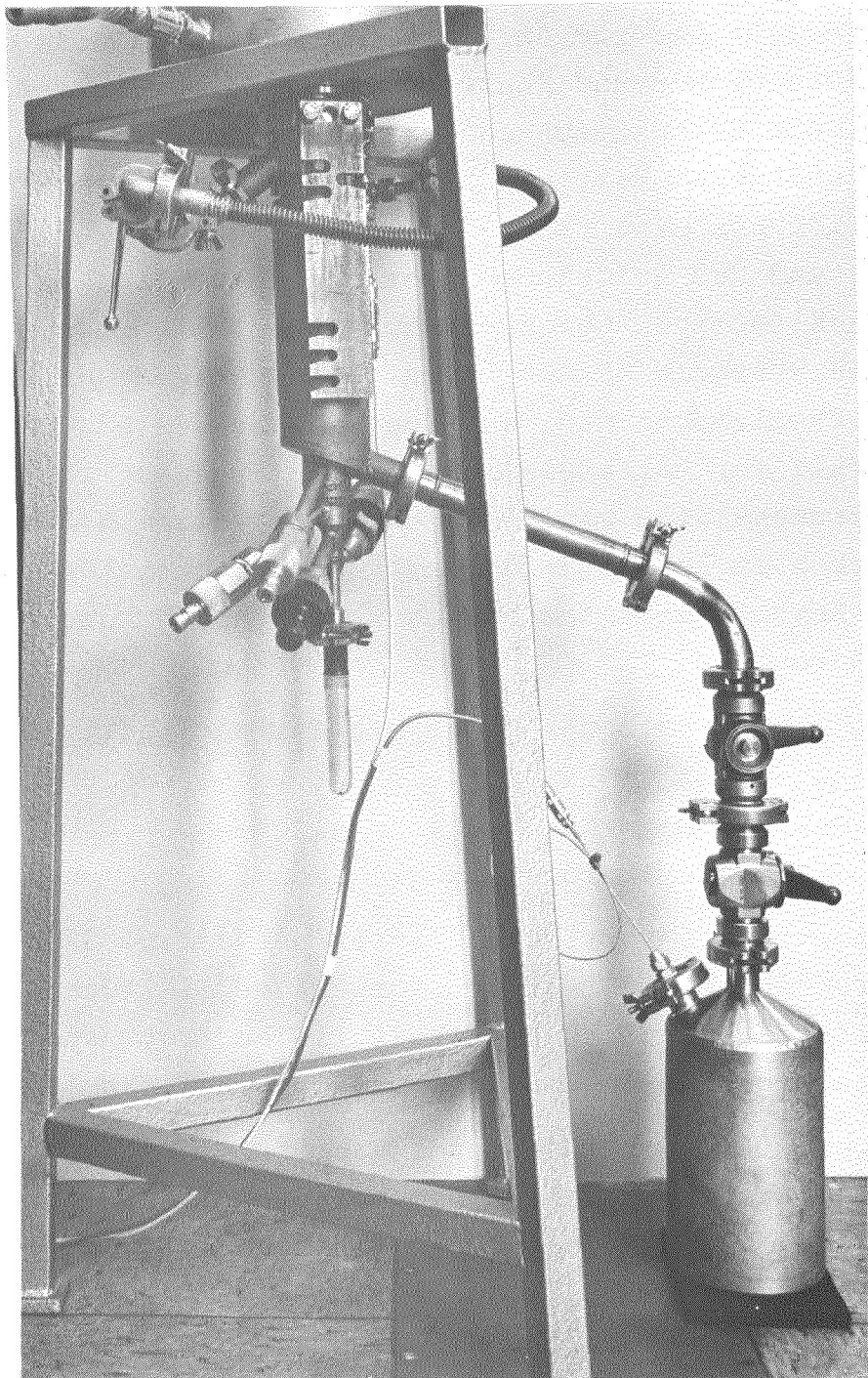


Abb. 5.3: Abzugsvorrichtung zum Entladen des Beschichters bei hohen Temperaturen

Blendenkante. Die Druckausgleichsleitung ist mit einem Absperrventil (14) versehen, das während des Beschichtungsvorgangs geschlossen bleibt und nur zum Abziehen der Partikeln geöffnet wird. Durch das Öffnen des Ventils strömt ein Teil des Argon-

zentralstrahles durch die Druckausgleichsleitung (13), so daß die Balancegeschwindigkeit der beschichteten Brennstoffkerne in der Blendenöffnung unterschritten wird und die Partikeln über die beschriebene und in Abbildung 5.2 dargestellten Bahn in den Auffangbehälter (7) gelangen.

Zur einfachen, gegebenenfalls auch fernbedienbaren Handhabung wird der Düsenstock mit dem Partikel auffangbehälter durch zwei Schienen mit den entsprechenden Nuten (17) für den Beschichtungs- bzw. Entladungszustand gehalten.

## 6. ERPROBUNG DER WIRBELBETTBESCHICHTUNGSANLAGE

Die Erprobung der Wirbelbettbeschichtungsanlage erfolgte in zwei Phasen; die erste Phase diente zum Testen der einzelnen Komponenten und Bauteile sowie deren Abstimmung aufeinander. In der zweiten Phase wurden Beschichtungsversuche - zunächst im "Kaltbetrieb" mit Modellpartikeln, später im "Heißbetrieb" mit  $\text{ThO}_2$ -Brennstoffkernen - durchgeführt und ausgewertet.

### 6.1 Erproben der Einzelkomponenten und Bauteile

Beim Zusammenbau des Beschichters, insbesondere beim Einbau des Heizelementes und der Stromzuführungen, ist eine hohe Anfälligkeit des Heizungskreises für elektrische Kurzschlüsse festzustellen. Aufgrund der guten elektrischen Leitfähigkeit des Graphits führten selbst schon einzelne Fasern der Graphitwolle bzw. des Graphitfilzes, die sich zwischen den Strom führenden Teilen und dem geerdeten Ofengehäuse ablagerten, bei Einschaltversuchen der Heizung zu Kurzschlüssen; die gleiche Erscheinung trat auf durch Graphitabrieb, der sich durch das Eindrehen und Einschieben der Stromzuführungen vor den  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Isolierstäbchen im Graphitschutzrohr anhäufte (siehe Abbildung 3.10). Erst eine geänderte Einbauweise der Stromzuführungen und zusätzliches ständiges Absaugen und Abblasen der gefährdeten Bauteile während des Einbaus ermöglichten den Aufbau eines kurzschlußfreien Heizstromkreises.

Bei den ersten Einfahrversuchen des Ofens traten bei Heizelementtemperaturen zwischen  $1300^\circ\text{C}$  und  $1400^\circ\text{C}$  und einem Strom-/Spannungsverhältnis von 300 A/40 V zwischen dem Heizelement und den koaxial innen und außen angeordneten Stützrohren Lichtbögen auf. Diese führten zum Auslösen der Überstromsicherung. Die Abbildung 6.1 zeigt die Aufschlagpunkte der Funkenstrecken auf dem inneren Stützrohr. Das unerwartete Auftreten der Lichtbögen weit unterhalb der elektrischen Durchschlagfestigkeit  $E = 6,7 \text{ KV/cm}$  [23] des den Ringspalt füllenden Argons kann nicht alleine durch die hohen Temperaturen und/oder durch Raumladungselektroden bei dem vorliegenden niedrigen Strom-/Spannungs-

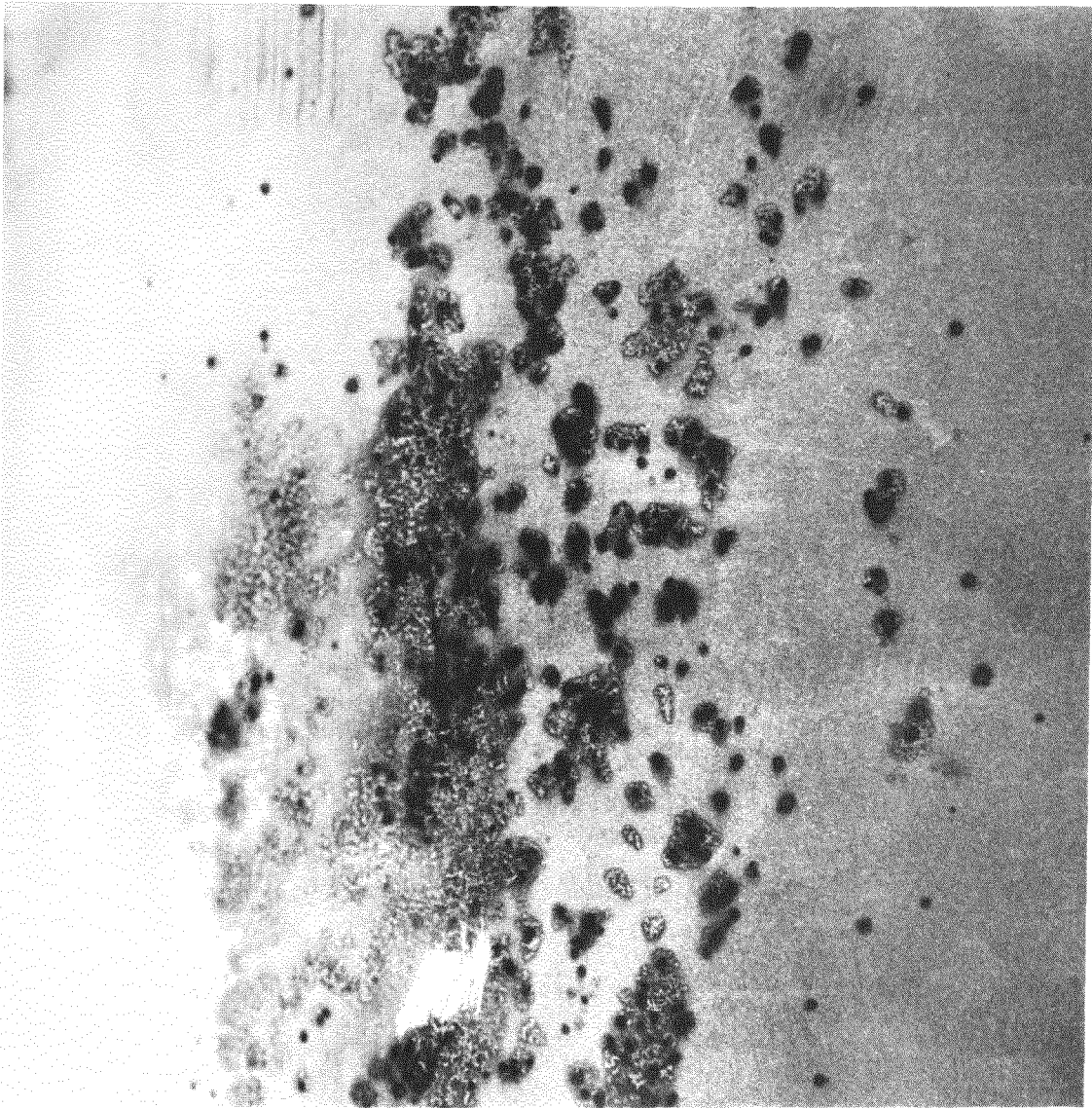


Abb. 6.1: Aufschlagpunkte der Funkenstrecke der Lichtbögen auf dem Stützrohr des Konus

verhältnis erklärt werden [24]. Vielmehr ist ein weiterer auslösender Effekt durch die mäanderförmige Geometrie des Heizelementes zu erwarten.

Ein rohrförmiges Heizelement, das coaxial um ein Stützrohr angeordnet ist, würde nach Abbildung 6.2 ein radiales elektrisches Feld ausbilden, für das sich die Feldstärke  $E$  in Abhängigkeit der Spannung  $U$  und der Geometrie wie folgt berechnet:

$$E = \frac{U}{r \ln \frac{r+s}{r}} \quad (58)$$

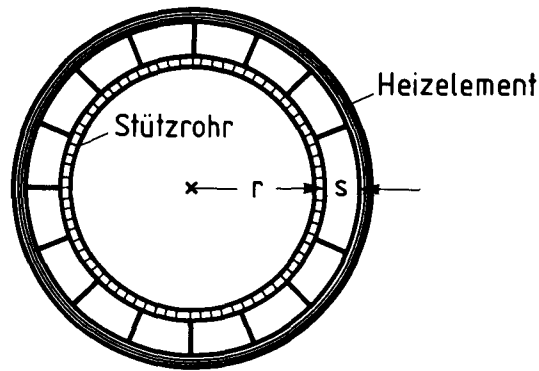


Abb. 6.2: Radiales elektrisches Feld

Aus Gleichung (58) erhält man die entsprechende Durchschlagspannung  $U_D$ , wenn man für die Feldstärke die elektrische Durchschlagfestigkeit für Argon  $E_{D,Ar}$  einsetzt:

$$U_{D,Ar} = E_{D,Ar} \cdot r \ln \frac{r+s}{r} \quad (59)$$

Durch die mäanderförmige Konstruktion des Heizelementes treten herstellungsbedingt scharfe Kanten auf, die zu einer wesentlichen Erhöhung der Feldstärke bei gleicher Spannung führen. Dies wird in erster Näherung durch die Einführung eines Korrekturfaktors - des Homogenitätsfaktors  $\eta$  - in Gleichung 6.1 berücksichtigt:

$$E_H = \frac{U}{r \ln \frac{r+s}{r}} \cdot \frac{1}{\eta} \quad (60)$$

mit  $E_H$  - Höchstfeldstärke

Nach einem von Schwaiger [25] entwickelten Diagramm ist der Homogenitätsfaktor  $\eta$  abhängig von der geometrischen Feldcharakteristik  $p$ , für die mit Abbildung 6.3 gilt:

$$p = \frac{R+s}{R} \quad (61)$$



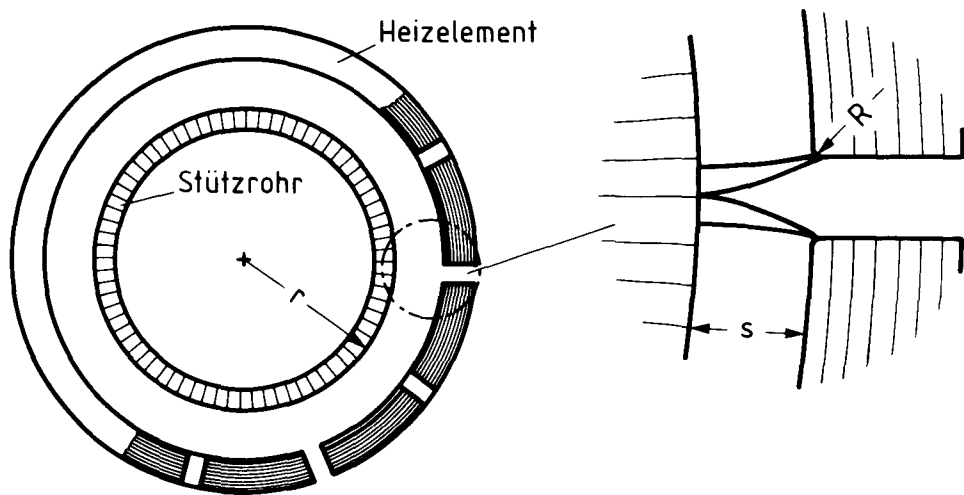


Abb. 6.3: Radialschnitt durch das mäanderförmige Heizelement und Stützrohr

Für sehr kleine Radien  $R$  erreicht der Homogenitätsgrad Werte von  $\eta \approx 0,1$ ; damit errechnen sich nach Gleichung 6.3 je nach Einbaubstand  $s$  Höchstfeldstärken  $E_H$ , die in der gleichen Größenordnung liegen wie die Durchbruchfeldstärken  $E_D$  für Argon.

Durch Vergrößern der Radien  $R$  auf etwa  $R = 3,0 \text{ mm}$  und exakt zentrischem Einbau des Heizelementes konnte bei maximaler Spannung  $U = 80 \text{ V}$  und höheren Temperaturen das Zünden der Lichtbögen verhindert werden.

Weitere Einfahrversuche des Beschichters bei den vorgegebenen Beschichtungstemperaturen dienten zur Abstimmung der Regelung im Kühlluftsystem und der Heizungsregelung. Das Kühlsystem arbeitete einwandfrei und wurde auf die berechneten Werte in Tabelle 3.9 aus Kapitel 3.3.7 eingestellt. Die Heizungsregelung konnte so justiert werden, daß nach einer Stunde bereits eine konstante Beschichtungstemperatur im Wirbelbett herrschte, bevor nach etwa 3 bis 5 Stunden die Isolation des Ofens ebenfalls ein stationäres Temperaturfeld aufwies.

Die Abbildung 6.4 zeigt den Temperaturverlauf in der Isolation des Beschichters im kritischen Bereich der Ofenheizung jeweils

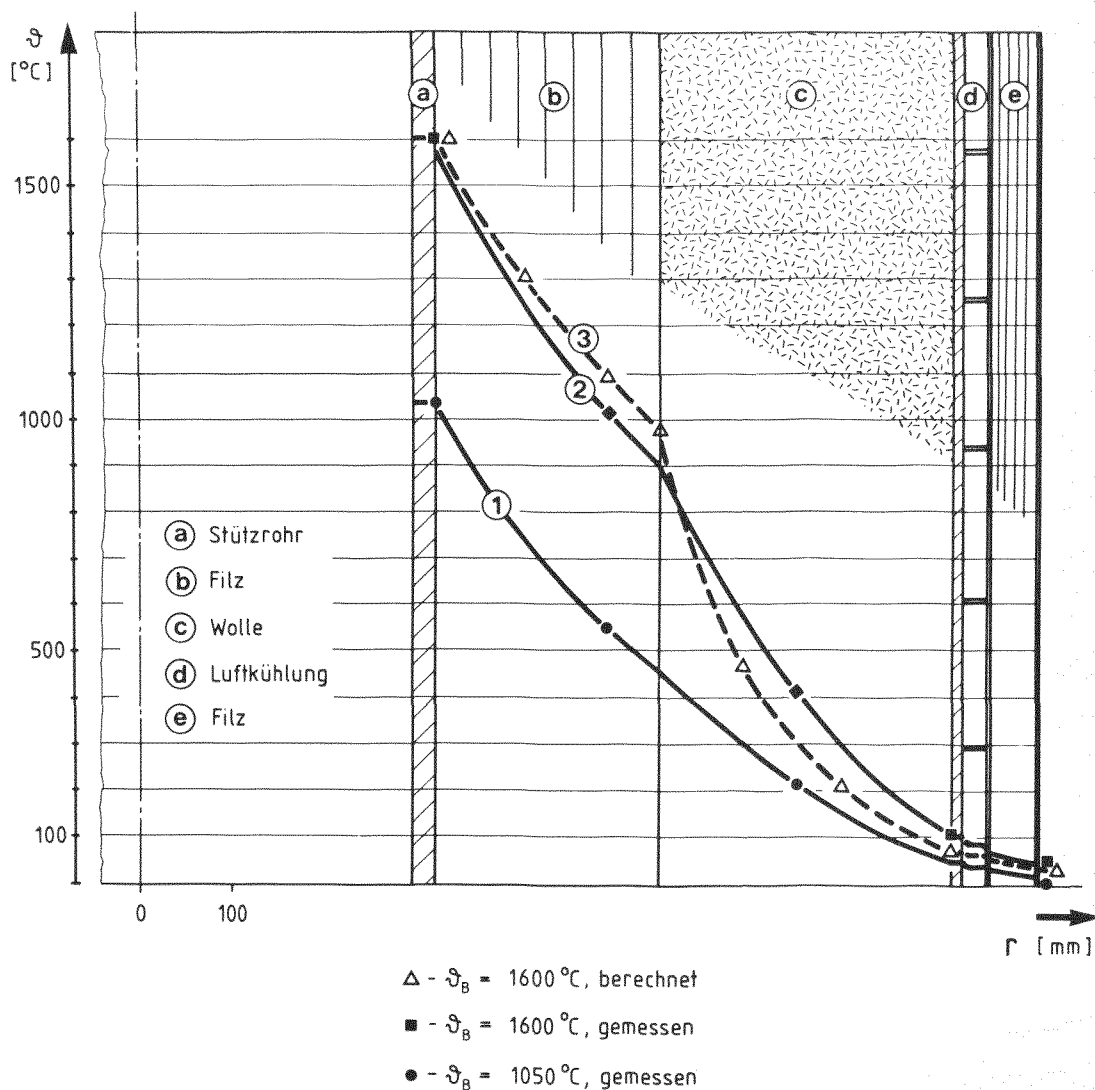


Abb. 6.4: Temperaturverlauf in Abhängigkeit vom Ofenradius

im stationären Zustand für Beschichtungstemperaturen  $\theta_B = 1050^\circ\text{C}$  (1) und  $\theta_B = 1600^\circ\text{C}$  (2). Die Kurve (3) ergibt sich mit den Berechnungsgrundlagen aus Kapitel 3 für Argondurchsatz von  $4,5 \text{ m}^3/\text{h}$  und einer Beschichtungstemperatur von  $1600^\circ\text{C}$ . Die Kurven (1) und (2) sind mittels NiCr-Ni- bzw. PtRh-Pt-Mantelthermoelementen aufgenommen. Vergleicht man die Kurven (2) und (3) miteinander, so zeigt sich im Bereich des Isolierfilzes eine gute Übereinstimmung zwischen den errechneten und gemessenen Temperaturwerten; die errechneten Werte müssen etwas oberhalb der ge-

messenen Temperaturen liegen, da die Rechnung mit der Tendenz zur "Sicheren Seite" hin durchgeführt worden ist. Im Bereich der Isolierwolle liegen die gemessenen Temperaturwerte deutlich oberhalb der errechneten, was durch zu günstig vom Hersteller angegebene Materialdaten - Wärmeleitfähigkeit  $\lambda = \lambda(\theta)$  - der Wolle zu erklären ist. Durch eine entsprechende Erhöhung des Kühlluftdurchsatzes im Doppelmantel des Beschichters ist jedoch eine unzulässige Erwärmung des Ofenaußenmantels zu vermeiden.

Für den stationären Zustand des BeschichtungsOfens bei einer Heizelementtemperatur  $\theta_H = 1650^\circ\text{C}$  und einem Argonvolumenstrom  $\dot{V}_{\text{Ar}} = 4,5 \text{ m}^3/\text{h}$  zeigt Abbildung 6.5 den axialen und radialen Temperaturverlauf in der Wärmeisolation des Beschichters mittels Isothermen. Die jeweilige Temperatur ist in Abhängigkeit des Ofenradius bei fünf ausgewählten Ofenhöhen  $h_1$  bis  $h_5$  nach Abbildung 4.3 in Kapitel 4.1 mit Mantelthermoelementen gemessen worden. Die Heizelementtemperatur entspricht einer Beschichtungstemperatur  $\theta_B = 1600^\circ\text{C}$ .

Zwischen den Meßpunkten der Höhe  $h_2$  und  $h_3$  längs des Heizelementes verlaufen die Isothermen coaxial, so daß ein über die Höhe konstanter Temperaturverlauf vorliegt. Im Meßbereich zwischen den Höhen  $h_3$  und  $h_4$  streben die Isothermen mit einer geringen Steigung zur Mittelachse hin; hier gibt das im Wirbelbett aufgeheizte Gas nur langsam Wärme an die Ofenisolation ab. Somit kann eine Zone etwa gleicher Temperatur im Reaktionsrohr noch oberhalb des Heizelementes angenommen werden, so daß für die Beschichtung der Partikeln eine ausreichende Weglänge konstanter Temperatur längs der Ofenhöhe vorliegt. Die Temperaturmeßergebnisse der Höhen  $h_1$  und  $h_5$  weisen den Einfluß der Boden- bzw. Deckelkühlung des Beschichters auf. Zusätzlich senkt das durch den Düsenstock einströmende kalte Argon die Temperaturen im unteren Teil des Ofens.

Eine wichtige Aussage über die Funktionsfähigkeit des Beschichters ist aus den Messungen des axialen Temperaturverlaufs in Abhängigkeit der Ofenhöhe im Reaktionsrohr zu erwarten. Dazu sind acht Meßpunkte (a) bis (h) nach Abbildung 6.6 ausge-

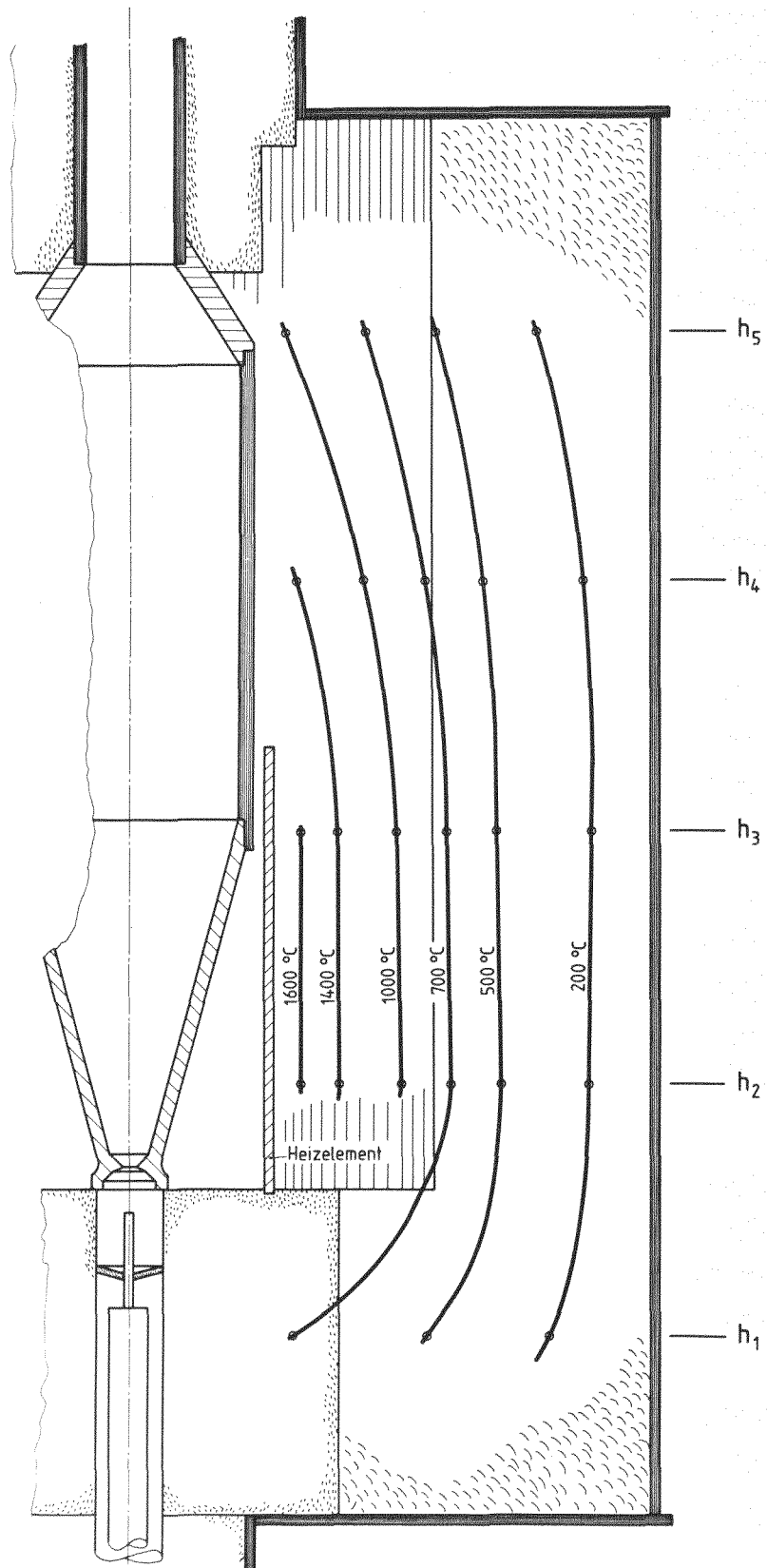


Abb. 6.5: Darstellung des Temperaturverlaufs in der Ofenisolation mit Isothermen

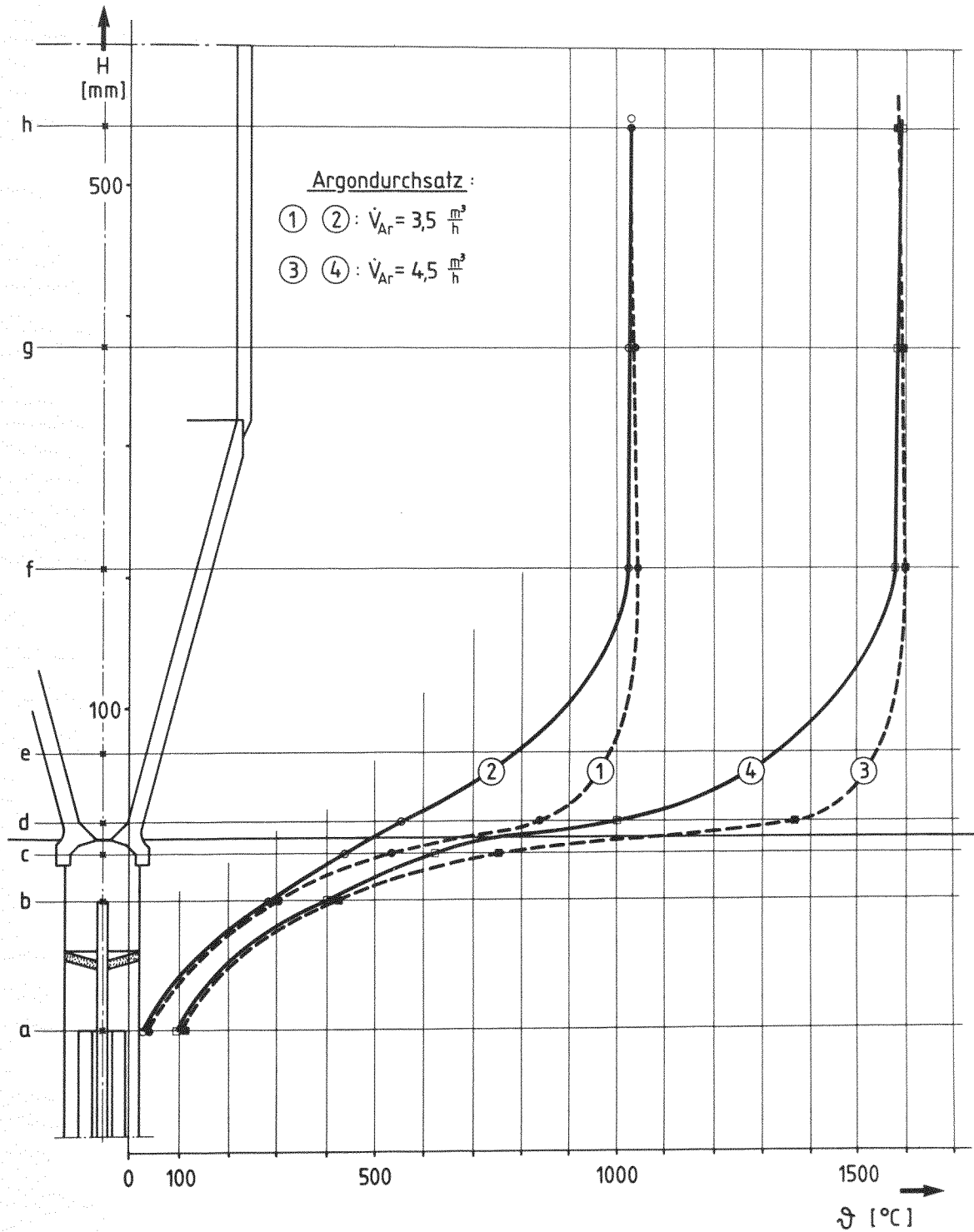


Abb. 6.6: Axialer Temperaturverlauf in Abhängigkeit von der Ofenhöhe

wählt worden:

- Meßpunkt: (a) - im Zentralkanal auf Höhe des Ringstrahlaustritts,
- (b) - Düsen spitze,
- (c) - 15 mm unterhalb der Blendenöffnung im Konus des Reaktionsrohres,
- (d) - 15 mm oberhalb der Blendenöffnung im Konus des Reaktionsrohres,
- (e) bis (h) - jeweils auf der Höhe der Schaugläser für die pyrooptische Messung des Reaktionsrohres.

Die Messungen an den Stellen (a), (b) und (c) sind mit NiCr-Ni-Mantelthermoelementen erfolgt, die von unten durch den Düsenstock in den Zentralkanal bzw. in die Anströmeinheit eingeführt worden sind. Zur Messung der Temperaturen im Reaktionsrohr sind PtRh-Pt-Mantelthermoelemente eingesetzt. Diese sind von oben durch eine Thermoelementdurchführung am Ofenaufsatz zentrisch im Wirbelbett an den Meßstellen (d) bis (h) eingebaut. Auf Strahlungsschilde um die Thermoelemente, die bei dieser Versuchsanordnung an sich unerlässlich sind, ist verzichtet worden, um einerseits möglichst tief im engen Bereich des Konus messen zu können und andererseits das Wirbelbett möglichst wenig zu stören; darüber hinaus ist der Gasstrom in der Anströmeinheit im Bereich zwischen Düsen spitze und Blendenöffnung des Konus durch das laminare Hüllstromverfahren äußerst störanfällig, so daß hier der Einsatz von Strahlungsschilden unmöglich ist. Stattdessen wird mit einer Korrekturrechnung die Gastemperatur aus den mit den Thermoelementen gemessenen Temperaturen bestimmt. Dazu wird eine Wärmebilanz am Thermoelement im stationären Zustand durchgeführt. Mit Abbildung 6.7 gilt:

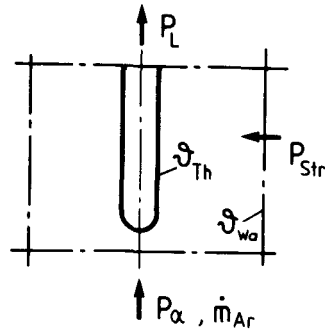


Abb. 6.7: Wärmebilanz an einem Thermoelement

$$P_{Str} = -P_{\alpha} + P_L \quad (62)$$

Vernachlässigt man den Wärmestrom durch Leitung im Thermoelement und betrachtet die Thermoelementspitze als allseitig umhüllten Körper, so gilt für Gleichung (62):

$$\frac{A_{Th} \cdot C_s}{\frac{1}{\epsilon_{Th}} + \frac{A_{Th}}{A_{Wa}} \left( \frac{1}{\epsilon_{Wa}} - 1 \right)} \cdot \left[ \left( \frac{T_{Wa}}{100} \right)^4 - \left( \frac{T_{Th}}{100} \right)^4 \right] = \alpha \cdot A_{Th} (\theta_{Th} - \theta_G) \quad (63)$$

Berücksichtigt man ferner, daß  $A_{Th}$  wesentlich kleiner als  $A_W$  ist, so folgt für den Term:

$$\frac{A_{Th}}{A_{Wa}} \left( \frac{1}{\epsilon_{Wa}} - 1 \right) = 0 \quad (64)$$

Damit bestimmt sich die Gastemperatur, von der das Thermoelement angeströmt wird, aus Gleichung (63) zu:

$$\theta_{Gas} = \theta_{Th} - \frac{C_s \cdot \epsilon_{Th}}{\alpha} \left[ \left( \frac{T_{Wa}}{100} \right)^4 - \left( \frac{T_{Th}}{100} \right)^4 \right] \quad (65)$$

mit  $\alpha = f(Nu, Re, Pr)$

Die Abbildung 6.6 zeigt zwei gemessene (1), (3) und durch die Rechnung korrigierte Temperaturkurven ohne Partikeleinwaage bei

folgenden stationären Versuchsbedingungen:

Nr. der Kurve	Beschichtungs- temperatur $\theta_B$ [°C]	Argondurchsatz $\dot{V}$ [ $\frac{m^3}{h}$ ]	
		Ringstrahl	Zentralstrahl
(1), (2)	1050	2,2	1,3
(3), (4)	1650	3,0	1,5

Die Kurve (2) bzw. (4) stellt die untere bzw. obere Grenzkurve für eine Beschichtung von Brennstoffkernen mit Pyrokohlenstoff laut Aufgabenstellung dar. Im Bereich unterhalb des Reaktionsrohres werden bei den angegebenen Argondurchsätzen Temperaturen zwischen 480°C und 800°C erreicht. Damit ist sichergestellt, daß in der Anströmeinheit die Pyrolysetemperatur der einzusetzenden Kohlenwasserstoffe - Äthin und Propen - nicht erreicht wird. Störende Aufwachsungen und Ablagerungen von Pyrokohlenstoff sind so sicher ausgeschlossen. Im Reaktionsrohr oberhalb der Blendenöffnung des Konus erwärmt sich das Gas und erreicht an der Meßstelle (f) die Maximaltemperatur von 1040°C bzw. 1610°C; diese Gastemperatur bleibt jeweils bis zum Meßpunkt (g) konstant und fällt zum Punkt (h) leicht ab, da die Meßstelle (h) außerhalb der Heizzone liegt und das Gas Wärme an die Ofenisolation abgibt.

In der Abbildung 6.8 sind drei Temperaturkurven in Abhängigkeit der Ofenhöhe dargestellt, wobei die obige Meßanordnung unter folgenden stationären Versuchsbedingungen eingesetzt worden ist:

Nr. der Kurve	Beschichtungs- temperatur $\theta_B$ [°C]	Argondurchsatz $\dot{V}$ [ $\frac{m^3}{h}$ ]		Partikelein- waage [g]
		Ringstrahl	Zentralstrahl	
1, 2	1200	1,5	1,0	0
3	1200	1,5	1,0	200 g



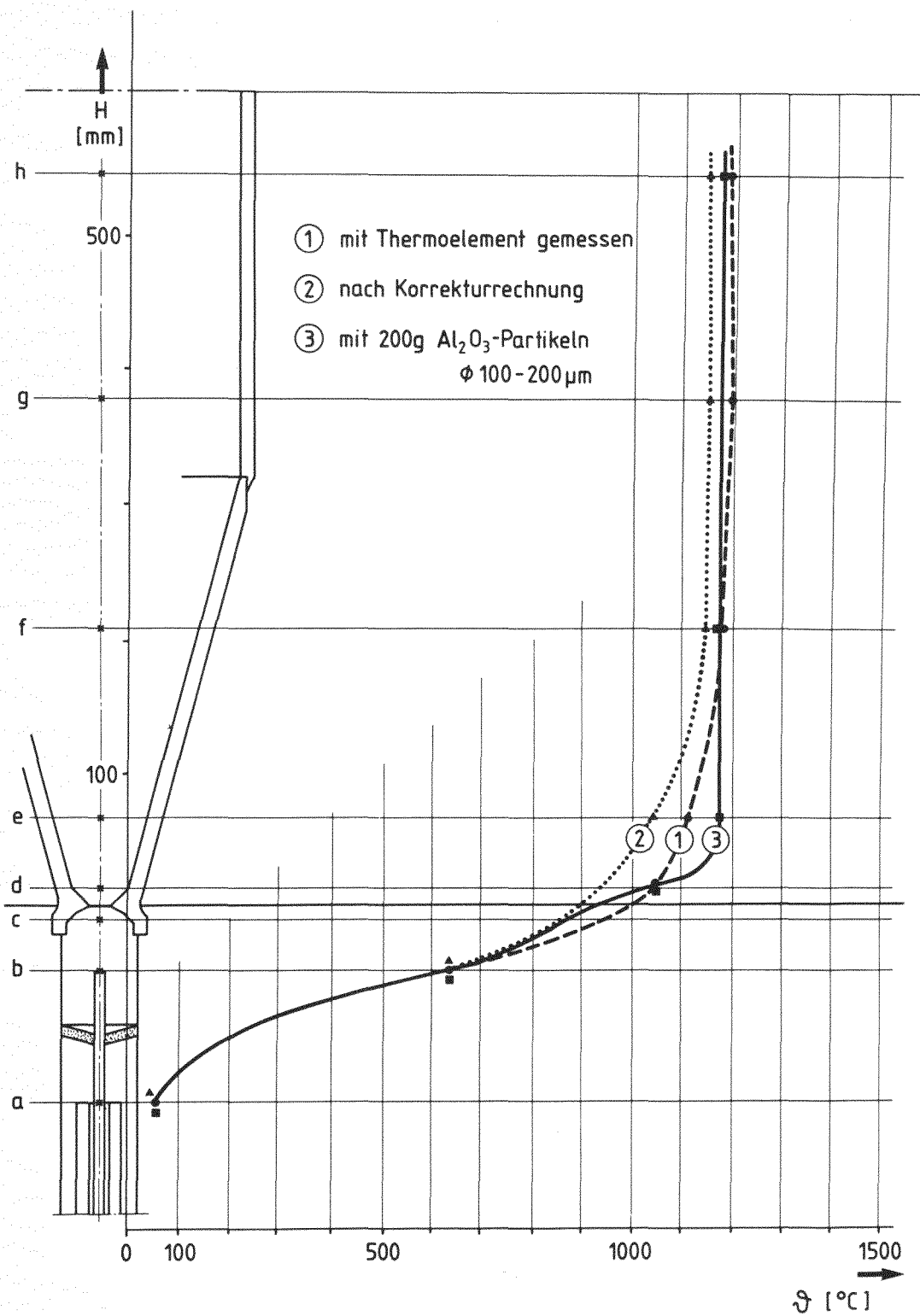


Abb. 6.8: Axialer Temperaturverlauf in Abhängigkeit von der Ofenhöhe

Die Kurve (1) ist durch Messung mit den Mantelthermoelementen an den angegebenen Punkten (a) bis (h) ohne Partikeleinwaage festgelegt; die Kurve (2) ergibt sich nach Anwendung der Korrekturrechnung zur Eliminierung des Strahlungsanteils. Der Temperaturverlauf in (3) stellt sich nach Eingabe der Partikel dar, wobei je nach Partikeleinwaage der Zeitraum, bis sich der stationäre Zustand im Wirbelbett wieder einstellt, unterschiedlich ist. Für die Kurven (2) und (3) unterhalb des Konus im Bereich der Anströmeinheit wird die Pyrolysetemperatur der einzusetzenden Kohlenwasserstoffe nicht erreicht; vergleicht man jedoch den Kurvenverlauf mit den entsprechenden Temperaturmessungen in Abbildung 6.6, so ist abzusehen, daß ein Mindestdurchsatz an Argon in Abhängigkeit von der Beschichtungstemperatur auf jeden Fall notwendig ist, um eine vorzeitige Zersetzung des Beschichtungsgases zu verhindern. Die dazu in Kapitel 3.3.6 berechneten Argonvolumenströme stimmen mit den in der Erprobung gemessenen Durchsätzen gut überein. Dabei bleibt ungeklärt, ob der jeweilige Mindestdurchsatz mit der gewünschten oder geforderten Bettbewegung für eine bestimmte Beschichtungsqualität in Einklang zu bringen ist.

Die Temperaturmessungen oberhalb der Blendenöffnung des Konus zeigen beim Vergleich der Kurven (2) und (3), daß in dem mit Partikeln beladenen Reaktionsrohr die konstante Beschichtungstemperatur schon bei wesentlich geringerer Betthöhe erreicht wird. Dies ist durch den guten Wärmeübergang zwischen Gas und Partikelschüttung zu erklären. Das Gas verläßt die Schüttung mit Partikeltemperatur und gibt ab der Meßstelle (h) Wärme an die Ofenisolation ab.

## 6.2 Erproben der Anlage im Beschichtungsbetrieb

Für die Erprobung der Anlage im Beschichtungsbetrieb stand eine Anströmeinheit mit einem maximalen Beschichtungsgasdurchsatz von ca.  $1,6 \text{ m}^3/\text{h}$  zur Verfügung; dabei kann ein Argonringstrahl  $\dot{V}_{\text{Ar,Ring}} = 6,0 \text{ m}^3/\text{h}$  als Trägergas in das Wirbelbett eingeleitet werden. Bedingt durch die im Vergleich zur Auslegung geringen Gasvolumenströme reduziert sich die maximal notwendige Heizele-

menttemperatur auf  $\theta_H = 1650^\circ\text{C}$ , um eine Beschichtungstemperatur von  $\theta_B = 1600^\circ\text{C}$  im Reaktionsrohr zu erreichen. Aufgrund des günstigen Formfaktors  $k_\alpha$  (siehe Kapitel 3.2) ist ein Konus mit einem Öffnungswinkel von  $30^\circ$  eingebaut worden.

Für die folgenden Beschichtungsversuche zur Erprobung der Anlage werden unklassierte Modellpartikeln aus Aluminiumoxid mit einem Kerndurchmesser von  $125\text{ }\mu\text{m}$  bis  $200\text{ }\mu\text{m}$  eingesetzt. Den Temperaturverlauf im Bereich der Anströmeinheit und im Wirbelbett in Abhängigkeit von der Zeit bzw. von der Ofenhöhe für eine Beschichtung mit Äthin zeigen die Abbildungen 6.9 und 6.10. Hierbei ist die in Abbildung 6.10 dargestellte und in Kapitel 6.1 beschriebene Meßanordnung mit der gegebenenfalls notwendigen Korrekturrechnung eingesetzt worden. Folgende Beschichtungsbedingungen lagen vor:

- Beschichtungstemperatur  $\theta_B = 1260^\circ\text{C}$
- Partikeleinwaage:  $m_K = 200\text{ gr Al}_2\text{O}_3$
- Argonvolumenstrom vor  
und nach der Beschichtung:  
 $\dot{V}_{\text{Ar,Ring}} = 2,0 \frac{\text{m}^3}{\text{h}}$   
 $\dot{V}_{\text{Ar,Zentral}} = 1,5 \frac{\text{m}^3}{\text{h}}$
- Gasdurchsatz während  
der Beschichtung  
 $\dot{V}_{\text{Ar,Ring}} = 2,0 \frac{\text{m}^3}{\text{h}}$   
 $\dot{V}_{\text{Ar,Zentr}} = 0,5 \frac{\text{m}^3}{\text{h}}$   
 $\dot{V}_{\text{C}_2\text{H}_2,\text{Zentr}} = 1,0 \frac{\text{m}^3}{\text{h}}$

Die Abbildung 6.9 stellt die Temperatur als Funktion der Zeit für die folgenden fünf ausgewählten Meßpunkte dar:

- Kurve: (1)  $\hat{=}$  Meßstelle (b) - Düsenspitze  
(2)  $\hat{=}$  Meßstelle (d) - 15 mm oberhalb der Blendenöffnung des Konus  
(3)  $\hat{=}$  Meßstelle (c) - 65 mm oberhalb der Blendenöffnung

- (4)  $\hat{=}$  Meßstelle (f) - 203 mm oberhalb der  
Blendenöffnung  
(5) - Abgastemperatur am Ofenaufsatz

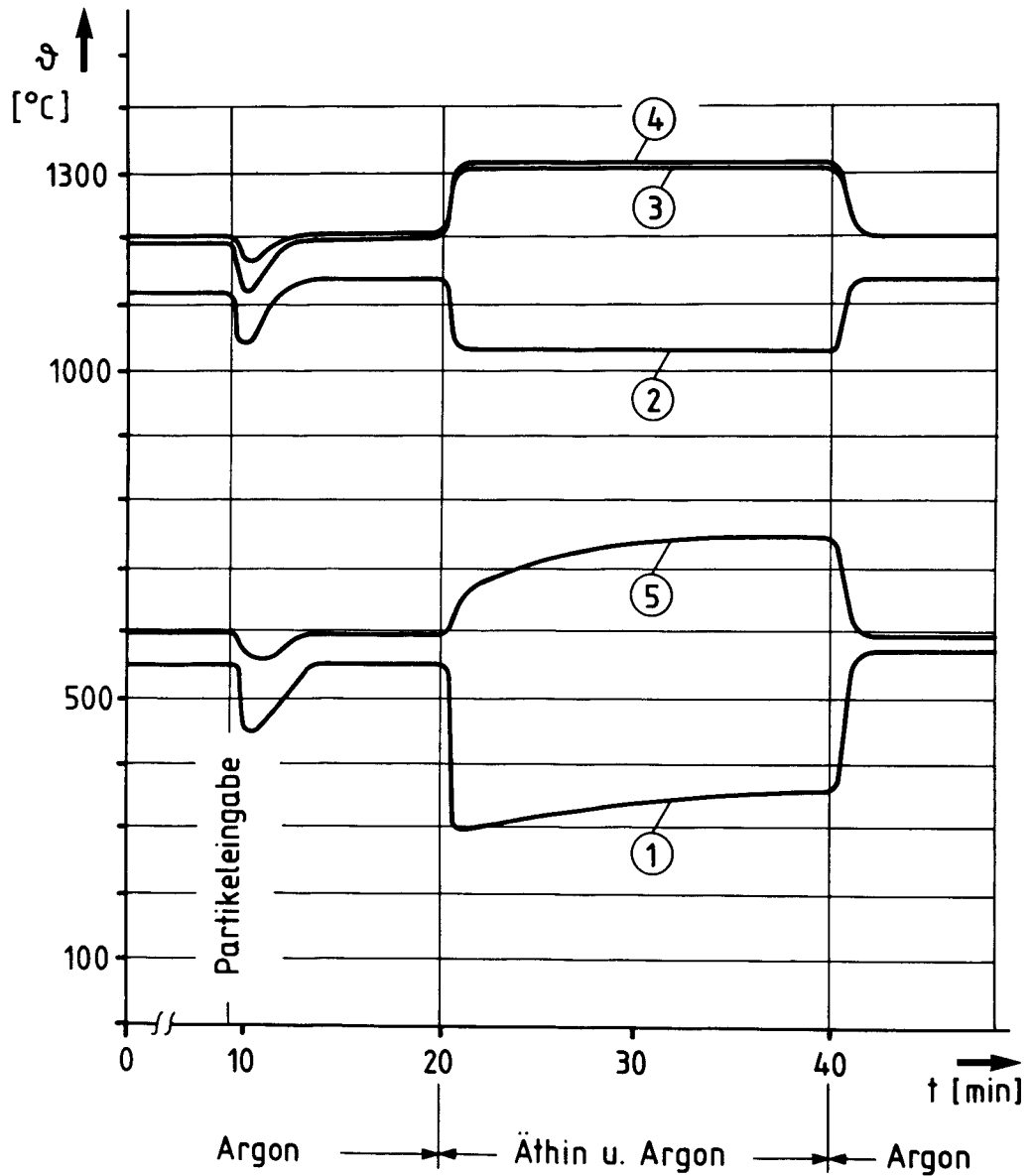


Abb. 6.9: Temperatur als Funktion der Zeit für eine Beschichtung mit Äthin

Zum Zeitpunkt vor der Partikeleingabe ist das Wirbelbett in einem stationären Zustand bei einer Beschichtungstemperatur

$\theta_B = 1200^{\circ}\text{C}$ . Mit dem Einfüllen der kalten Partikeln in das Reaktionsrohr sinkt an allen Meßstellen die Temperatur. Nach etwa 10 Minuten ist das Wirbelbett wieder im stationären Zustand und erreicht die geforderte Beschichtungstemperatur von  $1260^{\circ}\text{C}$ .

Mit dem Einleiten des Beschichtungsgases ändert sich der Temperaturverlauf je nach Lage der Meßstelle unterschiedlich. Die Temperatur an der Düsenspitze (1) sinkt sofort um ca.  $250^{\circ}\text{C}$  ab und steigt während des Beschichtungsvorgangs aufgrund der höheren Temperatur im Wirbelbett etwas an. Die Kurve (2) zeigt ebenfalls einen Temperaturabfall zum Zeitpunkt des Einblasens des Beschichtungsgases, jedoch nur um eine geringere Differenz, da sich das Gas bis zum Erreichen der Meßstelle (d) bereits erwärmt hat. Während der weiteren Beschichtung bleibt die Temperatur im Rahmen der Meßgenauigkeit konstant. Die Kurven (3) und (4) zeigen nach dem Einströmen des Äthins aufgrund der exothermen Reaktion einen Temperaturanstieg bis zu einem Maximalwert von ca.  $1330^{\circ}\text{C}$ , der während der Pyrolyse im Reaktionsrohr konstant bleibt. Die Abgastemperatur - dargestellt in der Kurve (5) - verhält sich in ihrer Tendenz ähnlich wie die Kurven (3) und (4); dabei erreicht sie zu einem späteren Zeitpunkt erst die Maximaltemperatur, da das Abgas zunächst Wärme an die Ofenisolation oberhalb des Heizelementes abgibt. Nach dem Abschalten des Beschichtungsgases stellt sich nach einiger Zeit der stationäre Zustand, der auch vor der Beschichtung herrschte, wieder ein.

Der axiale Temperaturverlauf im Bereich der Anströmeinheit und im Wirbelbett in Abhängigkeit von der Ofenhöhe  $H$  zu einem Zeitpunkt vor der Beschichtung und während der Beschichtung jeweils im stationären Zustand ist in Abbildung 6.10 dargestellt.

Die Kurve (1) zeigt den typischen axialen Temperaturverlauf im Beschichtungssofen bei einem mit Partikeln gefüllten Wirbelbett und dem angegebenen Argondurchsatz als Trägergas. Die Kurve (2) - beim Einsatz von Äthin als Beschichtungsgas - gibt im Bereich unterhalb des Konus im Vergleich zur Kurve (1) eine geringere Temperatur an. Diese Temperaturdifferenz ist durch die höhere Wärmekapazität  $c_p$  des Kohlenwasserstoffgases im Verhältnis zu der des reinen Argon-Trägergases zu erklären. Aus dem gleichen

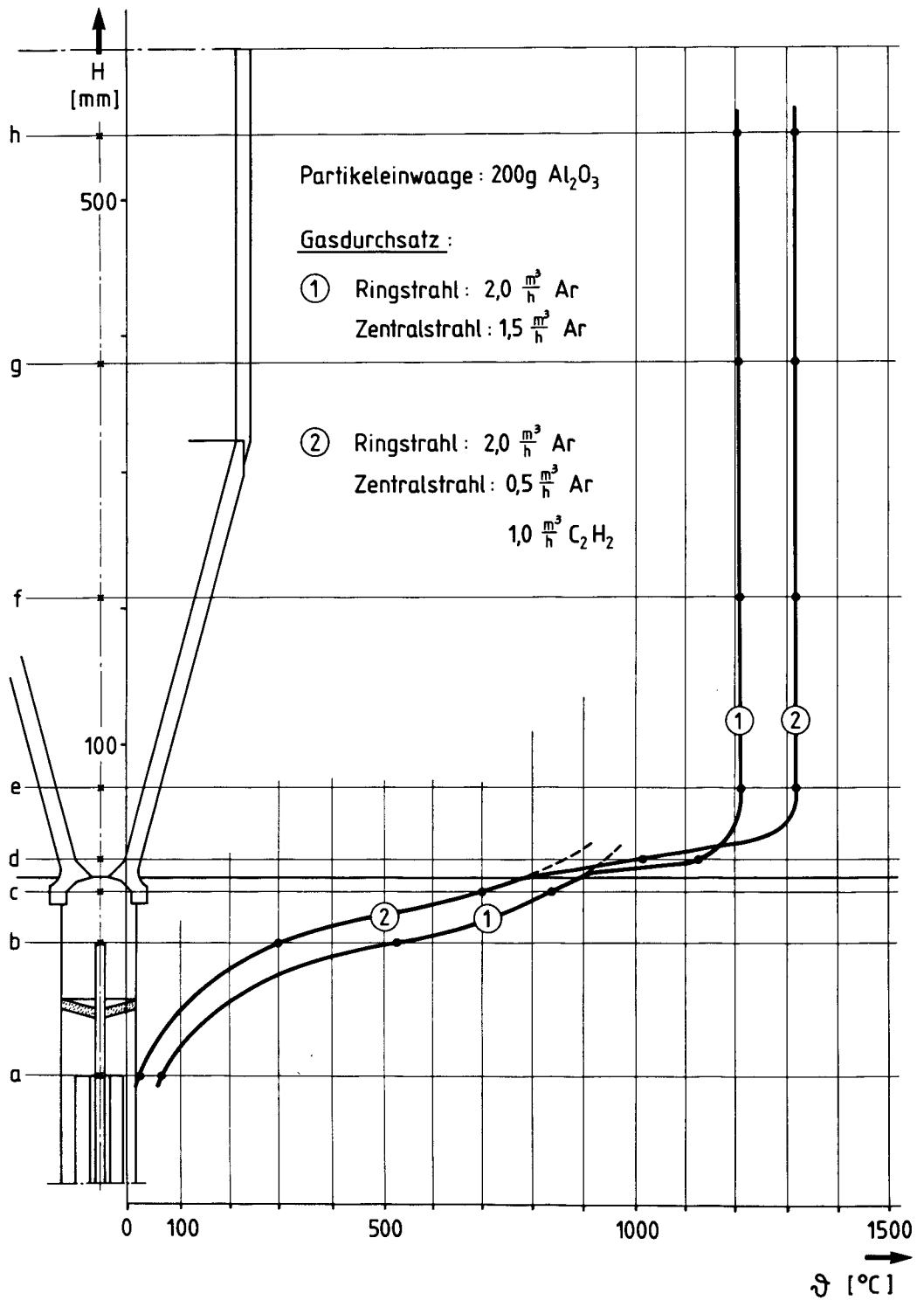


Abb. 6.10: Axialer Temperaturverlauf in Abhängigkeit der Ofenhöhe für eine Äthinbeschichtung

Grund ist der Temperaturgradient im Bereich zwischen der Blendenöffnung im Konus und der ersten Meßstelle (d) oberhalb der Blendenöffnung während des Beschichtungsvorganges geringer. Dagegen ist ein steiler Temperaturanstieg im Bereich zwischen den Meßpunkten (d) und (e) zu beobachten, der auf die bei der Zersetzung von Äthin freiwerdende Wärme zurückzuführen ist. Da die Kurve (2) oberhalb der Meßstelle (e) wieder einen nahezu konstanten Temperaturverlauf aufweist, muß die Reaktionszone der Äthinpyrolyse bei den gegebenen Versuchsbedingungen im Bereich zwischen den Meßstellen (d) und (e) liegen.

Das Überschreiten der Wirbelbettemperatur während der exothermen Kohlenwasserstoffzersetzung über die Beschichtungstemperatur, die als Referenztemperatur an der Außenwand des Reaktionskonus auf der Höhe (d) gemessen wird, kann durch frühzeitiges Nachregeln der Heizung von Hand verhindert werden. Andererseits erreicht man durch das Verlegen der Referenztemperaturmeßstelle auf die Höhe des Meßpunktes (e), daß die Absenkung der Heizleistung mit einer geringen Regelverzögerung auch automatisch erfolgt.

Die Abbildung 6.11 zeigt in einem Schliffbild die mit einer Pufferhüllschicht umgebenen Modellpartikeln. Die Unrundheit der  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Kerne und die Risse in den Kernen sind auf das unklassierte Einsatzgut zurückzuführen. Unter den oben beschriebenen Versuchsbedingungen wird eine Hüllschichthöhe von 50  $\mu\text{m}$  bei einer Beschichtungszeit von 20 Minuten erreicht.

Die Dichte der Pyrokohlenstoffhüllschicht beträgt bei der Äthinpyrolyse im Mittel  $1,15 \cdot 10^3 \text{ kg/m}^3$  bei einem Leervolumen von etwa 50 %; damit sind die Anforderungen an die Pufferschicht - Möglichkeit zur Aufnahme der gasförmigen Spaltprodukte und Auffangen der Druckkräfte beim Kernschwellen - erfüllt.

Nach dem Abkühlen des Beschichters (Abkühlzeit ca. 48 Stunden) erfolgte eine Sichtkontrolle des Wirbelbettes und der Anströmeinheit. Im Bereich der Anströmeinheit unterhalb der Blendenöffnung zeigten sich weder an der Düsenpitze noch an den das System abschließenden Wänden erwartungsgemäß keine Aufwachungen oder Ablagerungen von Pyrokohlenstoff, da aufgrund der gemessenen Temperaturen die Zersetzungstemperatur nicht erreicht

worden war. Auch die Blendenöffnung selbst war aufwachsungsfrei. Nach Abbildung 6.12 traten im unteren Bereich des Konus innerhalb des Reaktionsrohres schichtartige Ablagerungen auf, die sich übergangslos von der Konuswand zur Blendenöffnung hin erstreckten. Aufgrund der geringen Schichtdicke kann eine Störung des Wirbelbettes jedoch ausgeschlossen werden.

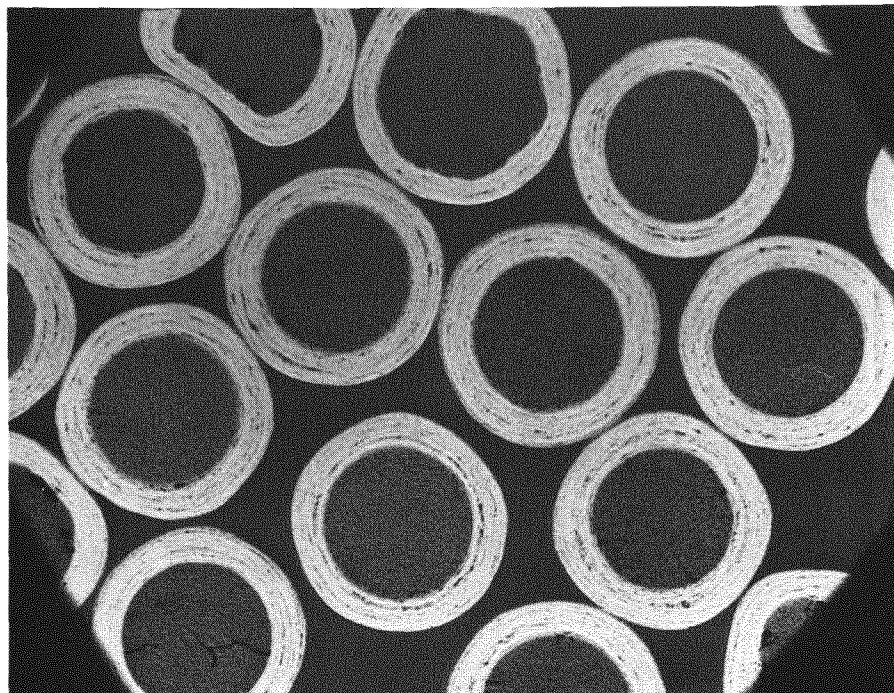


Abb. 6.11: Schliffbild der Modellpartikeln mit Pufferhüllschicht

Für einen Einfahrversuch der Anlage zur Beschichtung mit Propen ist dieselbe Meßanordnung verwendet worden wie bei der Herstellung der Pufferschicht. Die Endprodukte der oben beschriebenen Äthinbeschichtung sind als Modellpartikeln für das Aufbringen der hochdichten Pyrokohlenstoffschicht eingesetzt worden. Folgende Beschichtungsbedingungen lagen vor:

- Beschichtungstemperatur:  $\theta_B = 1200^{\circ}\text{C}$
- Partikeleinwaage:  $m_p = 200 \text{ gr Al}_2\text{O}_3$  mit Puffer-  
schicht



- Argonvolumenstrom vor  
und nach der Beschich-  
tung:

$$\dot{V}_{\text{Ar,Ring}} = 1,8 \frac{\text{m}^3}{\text{h}}$$

$$\dot{V}_{\text{Ar,Zentral}} = 1,5 \frac{\text{m}^3}{\text{h}}$$

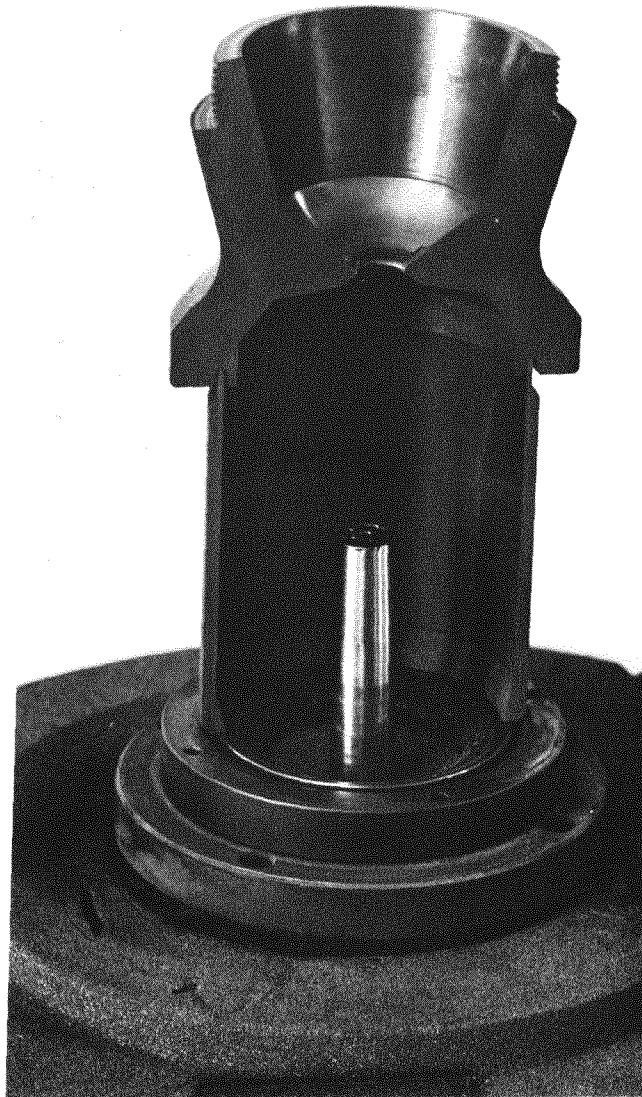


Abb. 6.12: Schnitt durch die Anströmeinheit nach der Äthin-Beschichtung

- Gasdurchsatz während der  
Beschichtung:

$$\dot{V}_{\text{Ar, Ring}} = 1,8 \frac{\text{m}^3}{\text{h}}$$

$$\dot{V}_{\text{Ar, Zentral}} = 0,5 \frac{\text{m}^3}{\text{h}}$$

$$\dot{V}_{\text{C}_3\text{H}_6, \text{Zentral}} = 1,0 \frac{\text{m}^3}{\text{h}}$$

Die Abbildung 6.13 stellt den Verlauf der Temperatur in Abhängigkeit von der Zeit für die fünf oben festgelegten Meßpunkte dar.

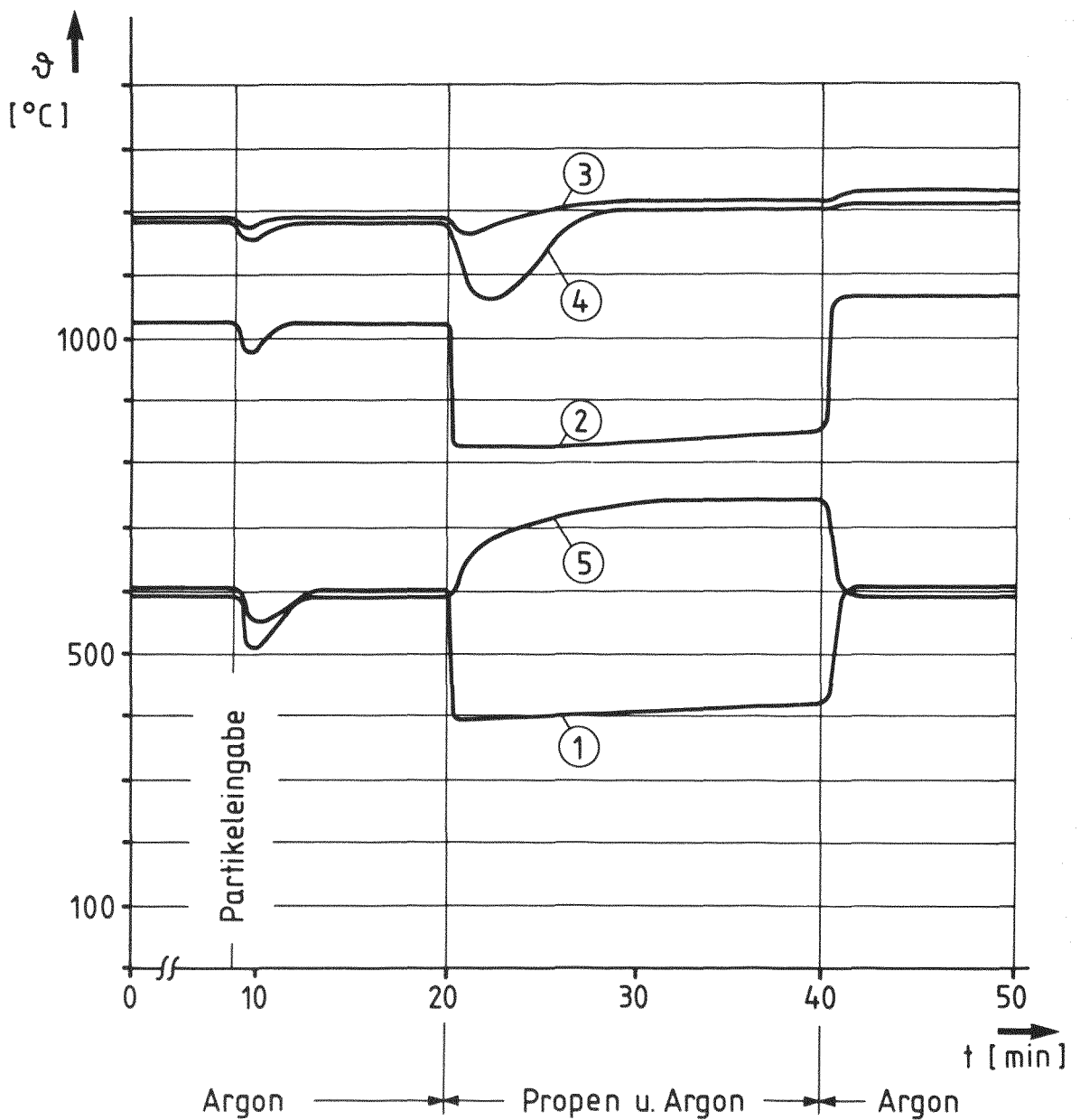


Abb. 6.13: Temperatur-Zeit-Diagramm während der Propenbeschichtung

Zum Zeitpunkt vor der Partikeleingabe ist das Wirbelbett im stationären Zustand bei der angegebenen Beschichtungstemperatur  $\theta_B = 1200^{\circ}\text{C}$ . Kurze Zeit nach der Partikeleingabe wird dieser Zustand ebenfalls wieder erreicht, nachdem durch das Einfüllen der Partikeln in das Wirbelbett eine Temperaturabsenkung erfolgte.

Bei Beginn des Beschichtungsvorgangs sinkt die Temperatur an der Düsenspitze nach Kurve (1) ähnlich wie bei der Äthinbeschichtung abrupt auf etwa  $400^{\circ}\text{C}$  ab. Der Temperaturanstieg während der weiteren Beschichtung ist minimal und nur durch die Erhöhung der Heizleistung zu erklären. Die Kurve (2) - an der Meßstelle 15 mm oberhalb der Blendenöffnung im Konus aufgenommen - weist den gleichen Temperatursprung auf, jedoch mit einer geringeren Temperaturdifferenz im Vergleich zum Temperaturverlauf an der Düsenspitze. Der Temperaturanstieg mit zunehmender Beschichtungszeit ist auch hier mit der Erhöhung der Heizleistung zu begründen. Die Kurve (3) zeigt beim Beschichtungsbeginn zunächst einen geringen Temperaturabfall, der mit fortlaufender Zeit durch die höhere Heizleistung kompensiert wird und später sogar zu einem Überschwingen über die Beschichtungstemperatur führt. Die Kurve (4), deren Meßpunkt ca. 140 mm oberhalb der Meßstelle der Kurve (3) liegt, weist nach Einströmen des Beschichtungsgases einen Sprung mit einer Temperaturabnahme um etwa  $150^{\circ}\text{C}$  auf. Mit fortlaufender Beschichtungszeit und steigender Heizleistung nähert sich die Kurve (4) der Kurve (3) wieder an. Die plötzliche Temperaturabnahme ist durch die endotherme Zersetzungsreaktion des Propens zu erklären, die dann durch die von außen zugeführte Wärme ausgeglichen wird. Die Abgastemperatur - dargestellt in Kurve (5) - steigt mit fortlaufender Zeit analog zur Äthinbeschichtung auf einen Maximalwert. Nach dem Abschalten des Beschichtungsgases stellt sich nach einiger Zeit der stationäre Zustand im Wirbelbett, bedingt durch die entsprechenden Argondurchsätze, wieder ein.

Der axiale Temperaturverlauf in Abhängigkeit von der Ofenhöhe  $H$  für die Propenbeschichtung ist in Abbildung 6.14 dargestellt.

Die Kurve (1) zeigt erneut den Temperaturverlauf im stationären Zustand des Beschichters mit dem partikelgefüllten Wirbelbett und dem angegebenen Trägergasdurchsatz. Im Bereich der Anströmeinheit ist in den Kurven (2) und (3) bei der Propenbeschichtung

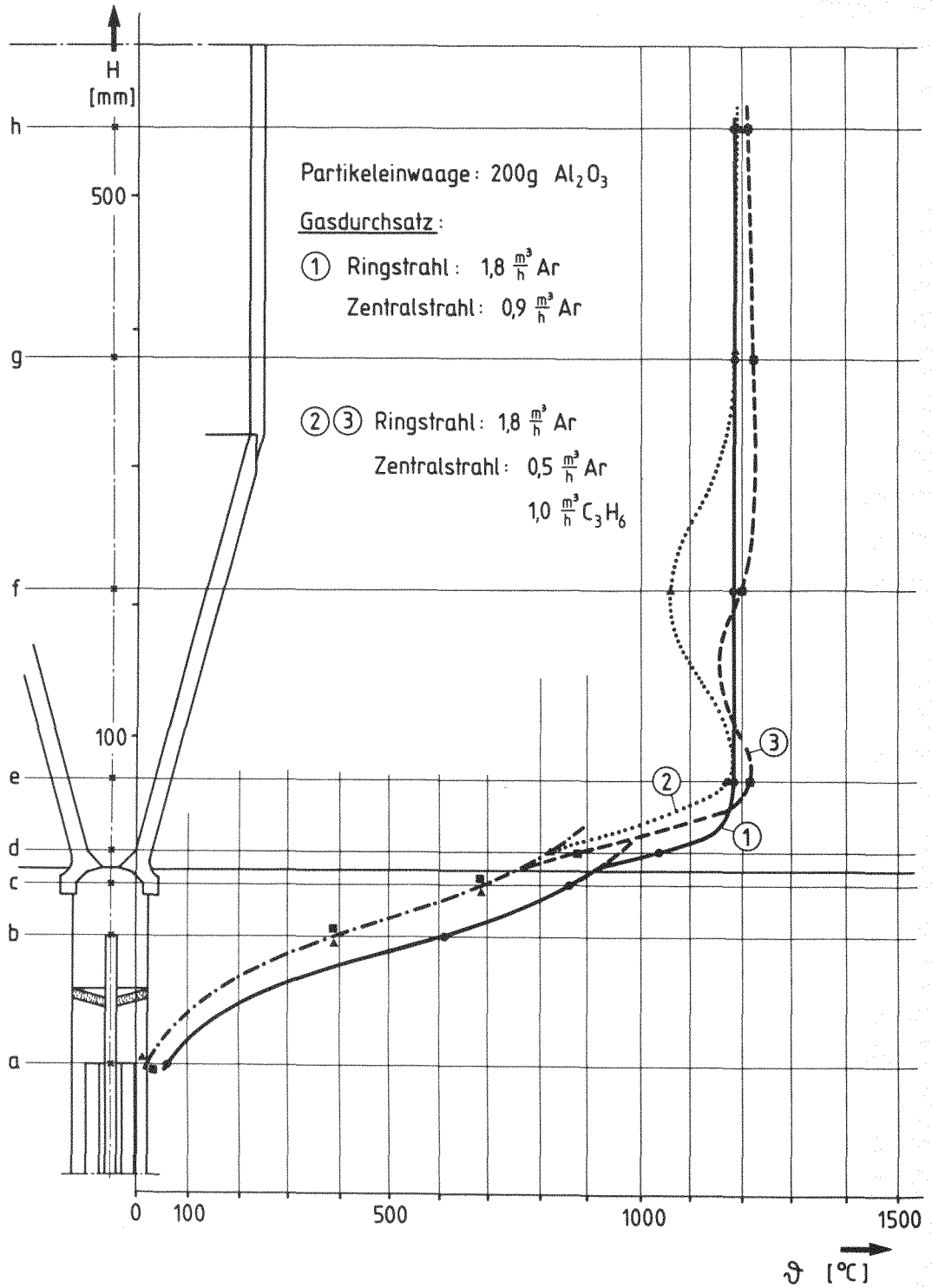


Abb. 6.14: Axialer Temperaturverlauf in Abhängigkeit von der Ofenhöhe für eine Propenbeschichtung

analog zur Äthinpyrolyse in Abbildung 6.9 eine Temperaturabsenkung durch die höhere Wärmekapazität im Vergleich zum Argon festzustellen. Der Verlauf der Kurve (2) oberhalb der Blendenöffnung des Konus zeigt die Temperaturen, die sich im Wirbelbett kurze Zeit nach dem Öffnen des Ventils der Beschichtungsgasstrecke einstellen. Die ausgeprägte Temperaturabsenkung an der Meßstelle (f) deutet darauf hin, daß im Bereich zwischen den Punkten (e) und (f) die Zersetzung des Propens stattfindet und hier die für die Pyrolyse notwendige Wärme dem System entzogen wird. Die Temperaturkurve (3) ist im stationären Zustand des Beschichters aufgenommen worden. Durch das einströmende Beschichtungsgas mit großer Wärmekapazität und durch die endotherme Reaktion bei der Propenzersetzung spricht die Heizungsregelung an, und dem System wird von außen Wärme zugeführt. Es stellt sich im stationären Zustand daher ein Überspringen der Betttemperatur im Bereich der Meßstelle (e) ein, und die Reaktionszone verschiebt sich durch die höhere Beschichtungstemperatur näher zur Blendenöffnung des Konus hin. Der Verlauf der Kurve (3) zwischen den Meßstellen (e) und (f) ist aus einem entsprechenden Temperatur-Zeit-Diagramm abgeschätzt worden, da im stationären Zustand die beiden Meßstellen eine ungefähr gleiche Temperatur anzeigten.

Die Abbildung 6.15 zeigt in einem Schliffbild eine Pyrokohlenstoffhüllschicht, die bei der thermischen Zersetzung von Propen entsteht. Während einer Beschichtungszeit von 20 Minuten wird bei den obengenannten Versuchsbedingungen eine Schichtdicke von 30  $\mu\text{m}$  erreicht. Als Partikeln sind die in Abbildung 6.11 dargestellten Aluminiumoxidkerne mit einer 50  $\mu\text{m}$  Pufferschicht verwendet worden. Die unterschiedlichen Strukturen der Hüllschichten, bedingt durch die Art des Beschichtungsgases, heben sich deutlich voneinander ab, wobei die äußere hochdichte Schicht mit einer mittleren Dichte von  $1,9 \cdot 10^3 \text{ kg/m}^3$  als Spaltproduktbarriere dient.

Man kann davon ausgehen, daß unter normalen Reaktorbedingungen die gasförmigen Spaltprodukte nicht durch die Hüllschicht diffundieren können; eine Freisetzung ist lediglich durch eine mechanische Zerstörung der Hüllschicht z. B. bei der Brennelementherstellung denkbar.

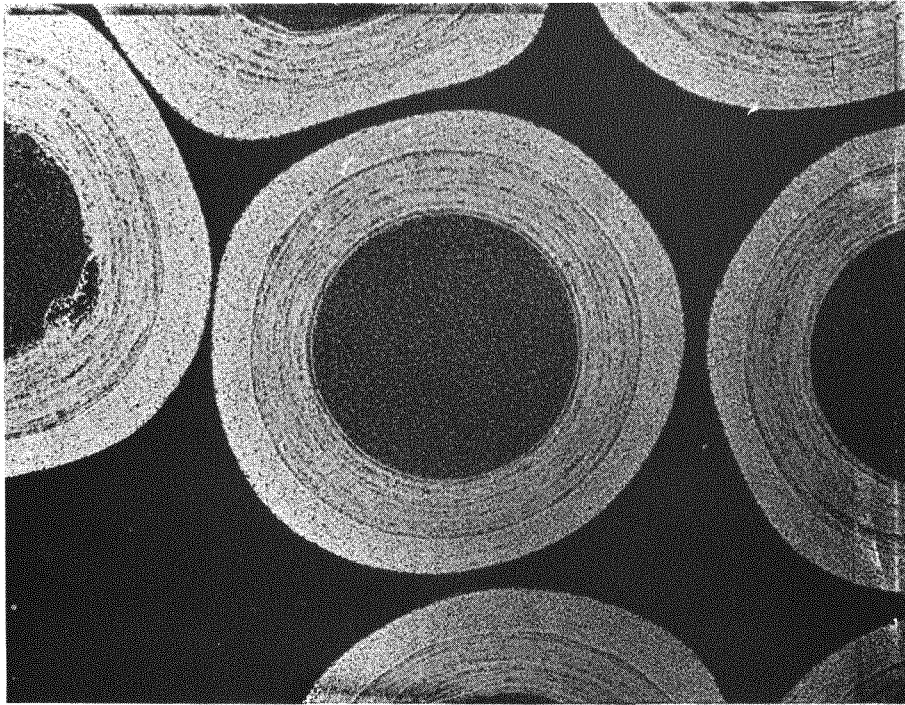


Abb. 6.15: Schliffbild der Modellpartikel mit zusätzlicher PyC-Hüllschicht

Für einen Beschichtungsversuch von Thoriumbrennstoffkernen im Rahmen der Erprobung der Wirbelbettbeschichtungsanlage sind folgende Bedingungen vorgegeben:

- Beschichten der Brennstoffkerne mit einer Puffer- und einer PyC-Schicht während eines Aufheizvorgangs,
- Brennstoffkerne: 1000 gr  $\text{ThO}_2$  mit einem Durchmesser  $d_K = 400 \mu\text{m}$ , unklassiert,
- Beschichtungstemperatur:  $\theta_B = 1250^\circ\text{C}$ ,
- Argondurchsatz vor und nach den Beschichtungen:

$$\dot{V}_{\text{Ar, Ring}} = 3,0 \frac{\text{m}^3}{\text{h}}$$

$$\dot{V}_{\text{Ar, Zentral}} = 1,8 \frac{\text{m}^3}{\text{h}}$$

- Gasdurchsatz während der Beschichtung mit Äthin:

$$\dot{V}_{\text{Ar, Ring}} = 3,0 \frac{\text{m}^3}{\text{h}}$$

$$\dot{V}_{\text{Ar, Zentral}} = 0,4 \frac{\text{m}^3}{\text{h}}$$

$$\dot{V}_{\text{C}_2\text{H}_2} = 1,2 \frac{\text{m}^3}{\text{h}}$$

- Gasdurchsatz während der Beschichtung mit Propen:

$$\dot{V}_{\text{Ar, Ring}} = 3,0 \frac{\text{m}^3}{\text{h}}$$

$$\dot{V}_{\text{Ar, Zentral}} = 0,4 \frac{\text{m}^3}{\text{h}}$$

$$\dot{V}_{\text{C}_3\text{H}_6} = 1,2 \frac{\text{m}^3}{\text{h}}$$

- Beschichtungsdauer:  $t_B = 15 \text{ min/pro Hüllschicht}$

Die Meßanordnung für das in Abbildung 6.16 dargestellte Temperatur-Zeit-Diagramm ist von den Beschichtungsversuchen mit den Modellpartikeln übernommen worden. Zusätzlich ist die an der Außenwand des Konus pyrooptisch gemessene Referenztemperatur (= Beschichtungstemperatur) in Abhängigkeit von der Zeit in Kurve (5) aufgenommen worden. Diese Temperatur wird etwa 40 mm oberhalb der Blendenöffnung des Konus - zwischen den Meßpunkten der Kurven (2) und (3) - gemessen. Ferner wird die elektrische Ofenleistung als Funktion der Zeit (6) dargestellt.

Der Temperaturverlauf an der Düsenspitze (1) und im Wirbelbett (2), (3) und (4) stimmt prinzipiell mit den Temperaturmessungen der Beschichtungsversuche mit den Modellpartikeln nach Abbildung 6.9 und 6.13 überein. Die Interpretation ist somit analog. Lediglich die Kurve (4) bei der Propenbeschichtung nähert sich nicht wie in Abbildung 6.13 an die Kurve (3) an.

Die Kurve (5) gibt eine konstante "Beschichtungstemperatur" an, sowohl während der Äthin- wie auch während der Propenzersetzung, obwohl je nach einströmendem Kohlenwasserstoffgas die Temperatur im Wirbelbett etwas oberhalb bzw. unterhalb der geforderten Beschichtungstemperatur  $\theta_B = 1250^\circ\text{C}$  liegt. Ein exakteres Einhalten dieser Temperatur wäre hier sicher zu erreichen, wenn die Referenztemperatur an der Konusaußenwand im Bereich der jeweiligen

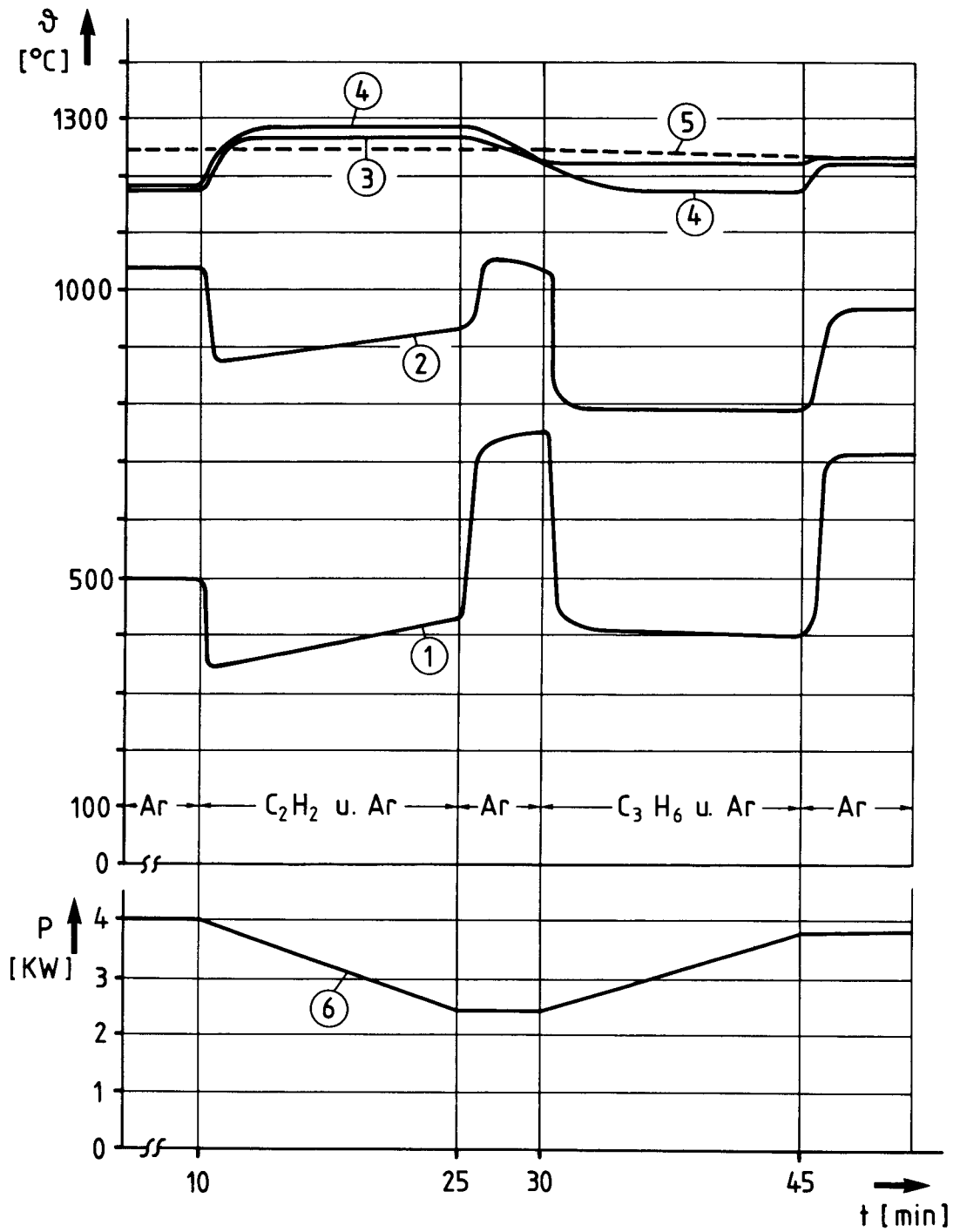


Abb. 6.16: Temperatur-Zeit-Diagramm während einer Äthin-Propen-Beschichtung



Reaktionszonen gemessen wird. Die Ofenregelung erlaubt nämlich ein wesentlich schnelleres Anpassen an die geforderten Bedingungen als nach Kurve (6) dargestellt.

Ein Schliffbild in Abbildung 6.17 zeigt in polarisiertem Licht einen  $\text{ThO}_2$ -Brennstoffkern mit der unter den obigen Bedingungen durchgeführten Äthin-Propen-Beschichtung. Die Qualität der Be-

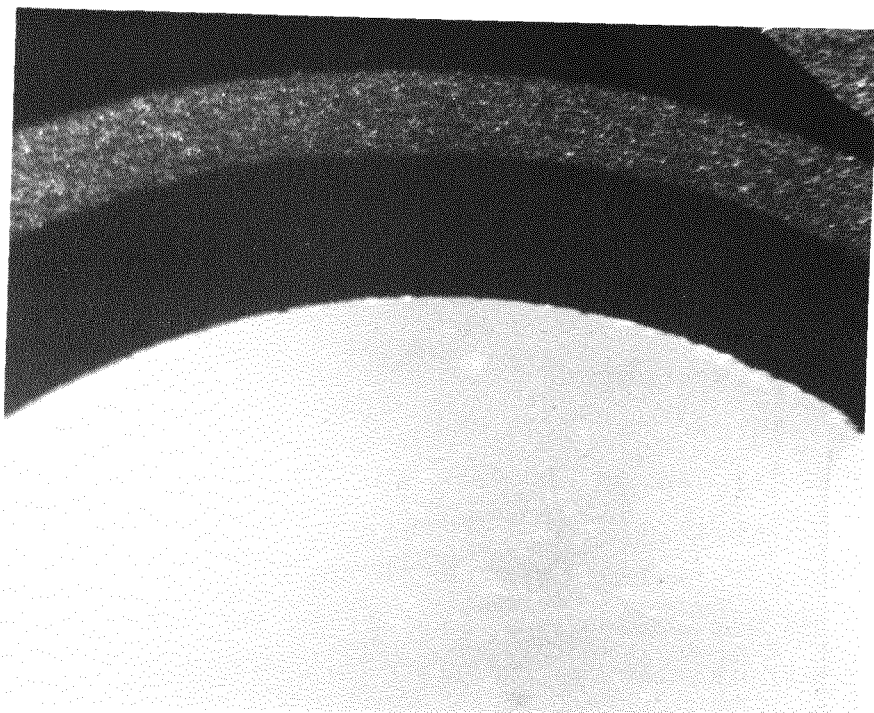


Abb. 6.17: Schliffbild eines  $\text{ThO}_2$ -Brennstoffkerns mit einer Äthin-Propen-Beschichtung

schichtungen entspricht sowohl von der Geometrie wie auch von der zu erwartenden Funktion völlig den gesetzten Forderungen. Ferner bestätigt der Versuch, daß das Beschichten einer Brennstoffcharge mit zwei unterschiedlichen Hüllschichten bei einem Aufheizvorgang in der konzipierten Anlage möglich ist. Der Zeitraum zwischen zwei Beschichtungen wird dann lediglich durch das Anpassen des Ofens an die neue Beschichtungstemperatur bestimmt. Dabei wird der zur Kühlung der Anströmeinheit in das Reaktionsrohr eingeblasene Argonvolumenstrom dazu genutzt, die Partikeln von eventuell anhaftendem Ruß der vorherigen Beschichtung zu reinigen. Damit ist gewährleistet, daß zwischen den unterschied-

lichen Hüllschichten keine Rußteilchen mit eingeschlossen werden, die sowohl die Geometrie wie auch die Qualität negativ beeinflussen.

Das Reaktionsrohr wurde in allen Versuchen mit Modellpartikeln oder Brennstoffkernen bei den geforderten Beschichtungstemperaturen beladen. Das Entladen nach der Beschichtung erfolgte mit dem in Kapitel 5 beschriebenen Abzugssystem bei Temperaturen von ca.  $1000^{\circ}\text{C}$ , gemessen an der Referenztemperaturmeßstelle. Die Höhe der Abzugstemperatur wird dabei durch die Temperaturbeständigkeit des beim Bau des Düsenstockes verwendeten Materials bestimmt. So ist z. B. der Einsatz in der Düsen Spitze - bestehend aus mehreren dünnwandigen Rohren - durch eine Hartlotverbindung gehalten, deren maximale Temperaturfestigkeit bei ca.  $900^{\circ}\text{C}$  liegt.

Die Abbildung 6.18 zeigt den Temperaturverlauf in Abhängigkeit von der Zeit während des Entladens des Beschichters. Die Temperatur wurde jeweils an der Düsen Spitze (1), im Zentralrohr auf Höhe des Ringstrahlaustritts (2) und im Partikel auffangbehälter (3) gemessen. Ferner sind die Argondurchsätze - Ringstrahl (4) und Zentralstrahl (5) - in Abhängigkeit von der Zeit während des Partikelabzugs dargestellt.

Das Entladen des Beschichters beginnt mit dem Absenken des Düsenstockes. Die Temperaturen an der Düsen Spitze (1) und am Ringstrahlaustritt (2) fallen dabei auf einen Minimalwert, da im tiefer gelegenen Bereich des Ofens eine niedrigere Temperatur herrscht. Nach dem Abschalten des Argonringstrahles (4) und dem Reduzieren des Zentralstrahles auf den entsprechenden minimalen Durchsatz fallen die Partikeln mit dem Öffnen des Ventils in der Lüftungsleitung aus dem Reaktionsrohr und gelangen in den Auffangbehälter. Während dieses Zeitraums erhöhen sich die Temperaturen sprunghaft und erreichen je nach Meßstelle einen Maximalwert. Dieser nimmt aufgrund der Wärmeabgabe der Partikeln an die Umgebung längs des Weges ab. Mit dem Ende des Entladens kühlt der Düsenstock (1), (2) schnell wieder ab, während die Temperatur der Partikeln im Auffangbehälter langsam abnimmt.

Nach dem Einregeln des Argondurchsatzes und dem Hochschieben des Düsenstockes kann der Wirbelbettreaktor erneut auf Beschichtungs-

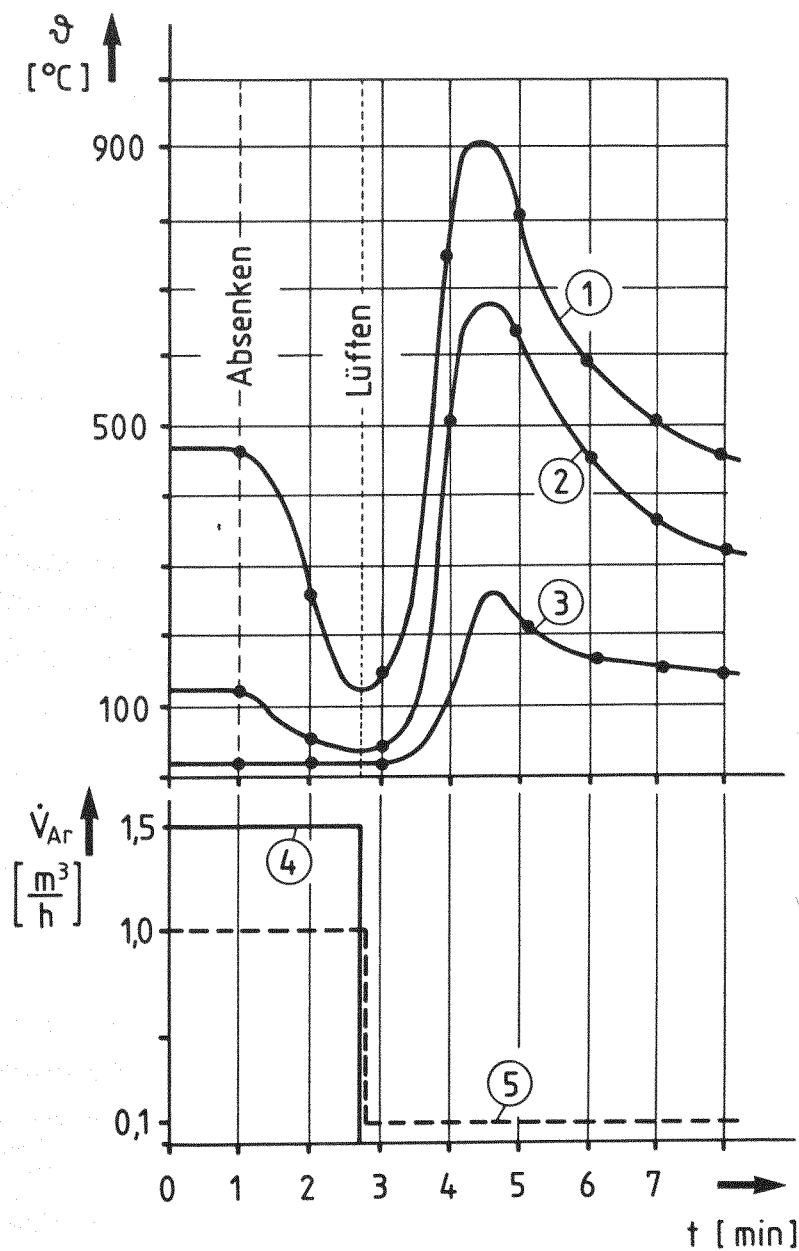


Abb. 6.18: Temperatur im Düsenstock in Abhängigkeit von der Zeit, Argondurchsatz in Abhängigkeit von der Zeit während des Entladens des Beschichters

temperatur aufgeheizt werden.

## 7. ZUSAMMENFASSUNG

Beim Betrieb von Hochtemperaturreaktoren entstehen bei der nuklearen Spaltung radioaktive Spaltprodukte, deren Freisetzung aus den Brennelementen durch Hüllschichten aus Pyrokohlenstoff verhindert wird. Diese Hüllschichten werden durch Pyrolyse geeigneter Kohlenwasserstoffgase - z. B. Äthin und Propen - auf die Brennstoffkerne aufgebracht. Nach dem heutigen Stand der Technik setzt man als Beschichtungsreaktoren ausschließlich Wirbelbettöfen ein.

In der vorliegenden Arbeit wird - bedingt durch die Forderung nach Wirtschaftlichkeit - eine luftgekühlte Wirbelbettbeschichtungsanlage mit einem vergrößerten Tagesdurchsatz vorgestellt, die den anfallenden Kernbrennstoff aus der Refabrikation des HTR-Brennstoffkreislaufes verarbeitet.

Diese Durchsatzerhöhung wird durch zwei Kriterien erreicht:

1. Vergrößerung der zu beschichtenden Brennstoffcharge auf 2 kg Schwermetallanteil.

Je nach Brennstoffart und Partikelkonzept werden dabei Partikelschüttvolumina erreicht, die ebenfalls eine Vergrößerung der Wirbelbettgeometrie und der Träger- bzw. Beschichtungsgasvolumenströme erfordern. Ferner muß aus Kritikalitätsgründen die sonst bei Wirbelschichtöfen übliche Wasserkühlung durch eine wasserstofffreie Gaskühlung ersetzt werden.

2. Quasikontinuierlicher Betrieb der Beschichtungsanlage.

Das Be- und Entladen des Beschichtungssofens mit Kernbrennstoff bei hohen Temperaturen ermöglicht, es mehrere Beschichtungszyklen in Folge zu fahren; damit entfallen die bisher notwendigen Totzeiten der Anlage, die durch Dichtigkeitsprüfung und jeweiligem Aufheizen und Abkühlen bei jeder einzelnen Beschichtungscharge notwendig waren.

Nach den obengenannten Kriterien erfolgt eine völlige Neukonzeption der Beschichtungsanlage:

Ausgehend von den in der Aufgabenstellung festgesetzten Parametern

1. Art des Kernbrennstoffs ( $\text{UC}_2$ ,  $\text{ThO}_2$ ,  $(\text{U,Th})\text{O}_2$ )
2. Art des Träger- und Beschichtungsgases  
( $\text{Ar}$ ,  $\text{C}_2\text{H}_2$ ,  $\text{C}_3\text{H}_6$ )
3. Beschichtungstemperatur ( $\theta_B = 1600^\circ\text{C}$ )

werden zunächst die geometrischen Abmessungen der Brennstoff- bzw. Partikelbehälter und des Reaktionsrohres - 200 mm - bestimmt und durch eine Kritikalitätsberechnung überprüft. Nach dem Festlegen der erforderlichen Gasvolumenströme wird eine Wärmebilanz für die Beschichtungsanlage erstellt, nach der das Heizungssystem und die Isolation des Wirbelschichtofens sowie das Kühlsystem der Gesamtanlage berechnet und ausgelegt werden.

Das Beladen des Wirbelbettes geschieht bei Beschichtungstemperatur über einen Brennstoffeingabebehälter am Kopf des Ofens; das Entladen der beschichteten Partikeln aus dem heißen Ofen erfolgt durch das Gaszuführsystem mittels einer neu konstruierten Abzugsvorrichtung am Unterofen.

Eine Abnahme- und Funktionsprüfung - einschließlich einer Störfallbetrachtung - durch den TÜV-Rheinland gewährleisten einen sicheren Betrieb der Anlage.

In einer anschließenden Erprobung der einzelnen Komponenten und Bauteile sowie der Gesamtanlage während des Beschichtungsbetriebes werden die Auslegungskriterien bestätigt. Dazu wird das radiale und axiale Temperaturfeld in der Isolierung und im Arbeitsrohr des Beschichters zunächst ohne Partikeleinwaage gemessen und in Diagrammen dargestellt.

Bei Beschichtungsversuchen mit  $\text{Al}_2\text{O}_3$ -Modellpartikeln und mit Thoriumoxid-Brennstoffkernen wird das Temperatur-Zeit-Verhalten im Reaktionsrohr des Beschichters beobachtet und ausgewertet; ferner sind je nach Art des Beschichtungsgases - Äthin mit exothermer Reaktion und Propen mit endothermer Reaktion - die Reaktionszonen im Arbeitsrohr festgelegt.

8. VERWENDETE FORMELZEICHEN

A	$\text{m}^2$	Fläche
$c_p$	$\frac{\text{J}}{\text{kg} \cdot ^\circ\text{C}}$	spez. Wärmekapazität
$d_A$	mm	Durchmesser des Arbeitsrohres
$d_K$	mm	Durchmesser der Brennstoffkerne
$d_p$	mm	Durchmesser der Partikeln
E	V/m	Feldstärke
$E_D$	V/m	el. Durchschlagfestigkeit
H, h	mm	Höhe
$\Delta H^\circ$	KJ/mol	molare Enthalpiedifferenz
$\Delta H_f^\circ$	KJ/mol	Bildungsenthalpie
I	A	Strom
K	./.	Sicherheitsfaktor
l	mm	Länge
m	kg	Masse
$\dot{m}$	$\frac{\text{kg}}{\text{h}}$	Massenstrom
Nu	./.	Nusselt-Zahl
P	W	Leistung, Wärmestrom
$P_{ax}$	W	axialer Wärmestrom
$P_\alpha$	W	Wärmestrom mit Wärmeübergang
$P_\lambda$	W	Wärmestrom mit Wärmeleitung
$P_H$	W	Heizungswärmestrom
$P_{HZ}$	W	Wärmestrom des Heizelementes
$P_L$	W	Luftwärmestrom
$P_{Nutz}$	W	Nutzwärmestrom
$P_{rad}$	W	radialer Wärmestrom
$P_{Ri}$	W	Wärmestrom in der Rippe
$P_S$	W	el. Leistung in der Stromzuführung

$P_T$	W	Transformatorleistung
$P_V$	W	Verlustwärmestrom
$P_W$	W	Wärmestrom im Wirbelbett
$P_{Wa}$	W	Wandwärmestrom
$P_{zu}$	W	zugeführter Wärmestrom
$p$	./.	geometrische Feldcharakteristik
$Pr$	./.	Prandl-Zahl
$Q$	Ws	Wärme
$q$	$\text{mm}^2$	Querschnittsfläche
$R$	$\Omega$	elektrischer Widerstand
$R$	mm	Radius
$Re$	./.	Reynold-Zahl
$R_{1,n}$	$\frac{\text{m}^2\text{K}}{\text{W}}$	Wärmewiderstand zwischen den Radien 1 und n
$r$	mm	Radius
$s$	mm	Schichtdicke
$T$	K	Temperatur
$t$	s	Zeit
$u$	m/s	Geschwindigkeit
$U$	V	Spannung
$U_D$	V	Durchbruchspannung
$V$	$\text{m}^3$	Volumen
$\dot{V}$	$\frac{\text{m}^3}{\text{h}}$	Volumenstrom
$\alpha$	°	Winkel
$\alpha_n$	W/m <sup>2</sup> K	Wärmeübergangskoeffizient an Radius n
$\epsilon$	./.	Strahlungszahl
$\eta$	kg/mh	dynamische Zähigkeit
$\theta$	°C	Temperaturdifferenz
$\theta$	°C	Temperatur
$\theta_n$	°C	Temperatur am Radius n

$\theta_u$	$^{\circ}\text{C}$	Umgebungstemperatur
$\theta_m$	$^{\circ}\text{C}$	mittlere Temperatur
$\lambda$	$\text{W/mK}$	Wärmeleitfähigkeit
$\lambda_{1,n}$	$\text{W/mK}$	Wärmeleitfähigkeit zwischen den Radien 1 und n
$\nu$	$./.$	Molenzahl
$\rho$	$\text{kg/m}^3$	Dichte
$\rho$	$\frac{\Omega \text{ mm}^2}{\text{m}}$	spezifischer el. Widerstand

### Indizes

A	-	Anfangszustand
A	-	Arbeitsrohr
Ar	-	Argon
B	-	Ofenboden
B	-	Beschichtung
C	-	Kohlenstoff
$\text{C}_2\text{H}_2$	-	Äthin
$\text{C}_3\text{H}_6$	-	Propen
D	-	Ofendeckel
E	-	Endzustand
F	-	Fußpunkt
f	-	Fluid
H	-	Heizelement
$\text{H}_2$	-	Wasserstoff
K	-	Kern
L	-	Luft
P	-	Partikeln



PyC	-	Pyrokohlenstoff
Ring	-	Ringstrahl
Th	-	Thermoelement
W	-	Wirbelbett
Wa	-	Wand
Zentr	-	Zentralstrahl

## 9. ANHANG

Stoffwerte nach den Kapiteln geordnet, in denen sie erstmalig benötigt werden:

### Kapitel 3.3.1

$$\Delta H_f^{\circ}(\text{C}_3\text{H}_6), 298 \text{ K}) = 20,41 \frac{\text{KJ}}{\text{mol}} \quad [27]$$

$$\Delta H_f^{\circ}(\text{C}_2\text{H}_2, 298 \text{ K}) = 226,7 \frac{\text{KJ}}{\text{mol}} \quad [26]$$

$$\Delta H^{\circ}(\text{C}) \begin{matrix} 1873 \\ 293 \end{matrix} = 7,814 \frac{\text{kcal}}{\text{mol}} \quad [12]$$

$$\Delta H^{\circ}(\text{H}_2) \begin{matrix} 1873 \\ 298 \end{matrix} = 11,796 \frac{\text{kcal}}{\text{mol}} \quad [12]$$

$$c_{p,\text{Ar}} = 0,52 \frac{\text{KJ}}{\text{kg}^{\circ}\text{C}} \quad [28]$$

### Kapitel 3.3.2.1

$$\varepsilon_1 = \varepsilon_2 = 0,7 \quad \text{nach Angabe des Herstellers}$$

$$\lambda_f = 0,0516 \frac{\text{kcal}}{\text{mh}^{\circ}\text{C}} \quad [29]$$

$$\varepsilon = 0,425 \quad ./\quad [13]$$

$$c_{pk} = 0,068 \frac{\text{kcal}}{\text{kg}^{\circ}\text{C}} \quad [30]$$

$$c_{pf} = 0,124 \frac{\text{kcal}}{\text{kg}^{\circ}\text{C}} \quad [28]$$

$$\nu_f = 32,6 \cdot 10^{-5} \frac{\text{m}^2}{\text{sec}} \quad [29]$$

$$\lambda_H = 17,5 \frac{\text{W}}{\text{mk}} \quad \text{nach Angabe des Herstellers}$$

$$C_s = 5,674 \frac{\text{W}}{\text{m}^2 \text{K}^4} \quad [15]$$

#### Kapitel 3.3.2.2

$$\lambda_{5,6} = 17,5 \frac{\text{W}}{\text{mk}} \quad \text{nach Angabe des Herstellers}$$

$$\lambda_{6,7} = 0,186 \frac{\text{W}}{\text{mk}} \quad \text{nach Angabe des Herstellers}$$

$$\lambda_{7,8} = 0,10 \frac{\text{W}}{\text{mk}} \quad \text{nach Angabe des Herstellers}$$

$$\eta_{\text{Ar } 1800} = 7,46 \cdot 10^{-6} \frac{\text{g}}{\text{cm sec}} \quad [29]$$

$$\rho_{\text{Ar } 1800} = 0,22 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \quad [29]$$

#### Kapitel 3.3.2.3

$$\lambda_{11,12} = 0,08 \frac{\text{W}}{\text{mk}} \quad \text{nach Angabe des Herstellers}$$

$$\alpha_{13} = 3,74 \frac{\text{W}}{\text{m}^2 \text{K}} \quad [19]$$

#### Kapitel 3.3.2.4

$$c_{pL \ 60^\circ\text{C}} = 0,2979 \frac{\text{Wh}}{\text{kg K}} \quad [29]$$

$$\rho_L \ 60^\circ\text{C} = 1,014 \frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \quad [29]$$

$$\eta_L \ 60^\circ\text{C} = 2,02 \cdot 10^{-6} \frac{\text{Kp}}{\text{sec m}^2} \quad [14]$$

$$\text{Pr}_L \ 60^\circ\text{C} = 0,71 \quad [14]$$

$$\lambda_L \ 60^\circ\text{C} = 0,024 \frac{\text{kcal}}{\text{mh } ^\circ\text{C}} \quad [14]$$

### Kapitel 3.3.5

$$\rho_{el} = 17,6 \frac{\Omega \text{ mm}^2}{\text{m}} \quad \text{bei RT}$$

$$\rho_{el} = 11,9 \frac{\Omega \text{ mm}^2}{\text{m}} \quad \text{bei } \geq 800^\circ\text{C}$$

nach Angabe des Herstellers

### Kapitel 3.3.6.1

$$\lambda_1 = 50 \frac{\text{W}}{\text{mk}} \quad \text{nach Angabe des Herstellers}$$

$$\lambda_2 = 34 \frac{\text{W}}{\text{mk}} \quad \text{nach Angabe des Herstellers}$$

### Kapitel 3.3.6.2

$$\lambda_{\text{ISO } 300^\circ\text{C}} = 0,198 \frac{\text{W}}{\text{mk}} \quad \text{nach Angabe des Herstellers}$$

10. LITERATURVERZEICHNIS

- [1] W. Delle, K. Koizlik, H. Nickel  
Graphitische Werkstoffe für den Einsatz in Kern-  
reaktoren, Teil I,  
Verlag Karl Thiemig, München 1978
  
- [2] P. Naefe, E. Zimmer  
Auswirkung des Brennstoffkonzepts auf den Brenn-  
stoffkreislauf des Thorium-Hochtemperatur-Reaktors,  
Jül 1286 (1976)
  
- [3] E. Merz  
Wiederaufarbeitung von Kernbrenn- und Brutstoffen,  
Vorlesungsumdruck an der RWTH Aachen,  
KFA-ICT-IB-418 (1977)
  
- [4] W. Thomas, W. Weber  
Handbuch zur Kritikalität, Teil 1-5,  
Laboratorium für Reaktorregelung und Anlagen-  
sicherung der TU-München, Garching  
1970 - 1973
  
- [5] E. Barnert  
Entwicklung einer Anströmeinheit für einen Wirbel-  
schichtofen zur Beschichtung von HTR-Brennstoff-  
kernen,  
Jül 1457 (1977)
  
- [6] Entwurf einer Prototypanlage "Refabrikation",  
ICT/TD-BT, KFA (1974)
  
- [7] E. Zimmer, H. Ringel,  
ICT, Persönliche Mitteilungen
  
- [8] D. Filges, IRE  
Persönliche Mitteilungen

- [9] U. Leva  
"Fluidization"  
Mc Graw-Hill Book Company, Inc.,  
New York, 1959
  
- [10] I. de Ruyter  
Diplomarbeit, RWTH Aachen,  
(1973)
  
- [11] B. Kalthoff, E. Gyarmati, H. Nickel  
Jül-1030-RW,  
KFA (1973)
  
- [12] I. Barin, O. Knacke  
"Thermochemical properties of inorganic  
substances (1973),  
Springer Verlag Berlin, Heidelberg, New York,  
Verlag Stahleisen mbH Düsseldorf
  
- [13] J. Beránek, K. Rose, G. Winterstein  
Grundlagen der Wirbelschichttechnik,  
Krausskopf-Verlag,  
Leipzig 1975
  
- [14] F. Sass, Ch. Couché, A. Latner  
Dubbel, Taschenbuch für den Maschinenbau,  
Springer-Verlag Berlin, Heidelberg, New York  
(1974)
  
- [15] Elektrowärme  
Theorie und Praxis,  
Verlag W. Girardet, Essen 1974
  
- [16] T. Mannel  
Untersuchungen zum Strömungsverhalten des Be-  
schichtungs- und Trägergases...  
KFA-ICT-IB-441/79

- [17] W. Linke  
Grundlagen der Wärmeübertragung,  
Vorlesungsumdruck, RWTH-Aachen  
(1970)
  
- [18] W. Bolt  
Verschiedene Verfahren der Rußabscheidung und  
-beseitigung bei der Beschichtung von Kern-  
brennstoffen im Wirbelbett,  
Jül 1568 (1979)
  
- [19] A. Schack  
Der industrielle Wärmeübergang,  
Verlag Stahleisen mbH Düsseldorf  
(1969)
  
- [20] VDI-Wärmeatlas  
VDI-Verlag GmbH, Düsseldorf  
(1974)
  
- [21] G. Woelk  
Vorlesungsmitschrift, RWTH-Aachen  
(1975)
  
- [22] H. Schmitz  
Betriebsanweisung für luftgekühlte Beschichtungs-  
anlage,  
KFA-ICT-IB-444  
(1980)
  
- [23] B. Gänger  
Der elektrische Durchschlag von Gasen,  
Springer-Verlag Berlin, Göttingen, Heidelberg  
(1953)
  
- [24] W.O. Schumann  
Elektrische Durchbruchfeldstärke von Gasen,  
Springer-Verlag Berlin  
(1923)

- [25] E. Philippow  
Taschenbuch Elektrotechnik,  
Band 2, Starkstromtechnik,  
VEB-Verlag Technik, Berlin
  
- [26] W. Jost, J. Troe  
Kurzes Lehrbuch der physikalischen Chemie  
18. Auflage, 1973,  
Steinkopf-Darmstadt
  
- [27] Landolt-Börnstein  
Zahlenwerte und Funktionen,  
Springer-Verlag,  
Berlin 1961
  
- [28] H.D. Bähr  
Thermodynamische Funktionen idealer  
Gase für Temperaturen bis 6000°K  
Springer-Verlag,  
Berlin 1968
  
- [29] L'Air Liquide  
Encyclopedic des Gas Elsevier
  
- [30] Gmelin  
Handbuch der anorganischen Chemie  
Thorium u. Isotope,  
System-Nr. 44,  
Verlag Chemie, Weinheim 1955



## Danksagung

Diese Arbeit ist am Institut für Chemische Technologie der Kernforschungsanlage Jülich entstanden.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Professor Dr. E. Merz dafür, daß er diese Arbeit ermöglichte und unterstützte.

Ich bedanke mich bei Herrn Professor Dr. O. Knacke für sein Interesse, das er meiner Arbeit entgegenbrachte und für die Übernahme des Korreferats.

Herrn Dr. E. Zimmer bin ich für zahlreiche Anregungen und Diskussionen zu großem Dank verpflichtet.

Mein Dank gilt auch besonders Herrn W. Frommelt für die Hilfe beim Aufbau der Anlage und der Durchführung der Versuche.

Frau B. Hanke danke ich für die Geduld, die sie bei der Reinschrift der Arbeit aufbrachte.

Ich bedanke mich bei den Angehörigen des Instituts für Chemische Technologie der Kernforschungsanlage Jülich, die mir behilflich waren die vielfältigen Randprobleme dieser Arbeit erfolgreich abzuschließen.



